

DER STAHLBAU

SCHRIFTLEITUNG: PROF. DR.-ING. DR.-ING. E.H. KLOPPPEL · DARMSTADT
VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN BERLIN-WILMERSDORF

Heft 4 — April 1960 A 6449 E

Rheinstahl Wanheim GmbH



Duisburg-Wanheim

Fernruf: Duisburg 719 51

Drahtwort: Wanwerk Duisburg

Fernschreiber: 0855861 wanwerk duisb

Aus unserem Erzeugungsprogramm:

Stahlhochbau

Stahlbrückenbau

Stahlbauten aller Art

Sämtliche Konstruktionen in genieteter oder geschweißter Ausführung

Eigenes Konstruktionsbüro · Planung – Projektierung – Ausführung

Bitte besuchen Sie uns im Ausstellungsgelände der Rheinischen Stahlwerke, Freigelände Stahlstraße



Ohne Stützen weite Räume überdachen

Dazu sind freitragende Stahlrohrkonstruktionen besonders geeignet. Ihr geringes Gewicht verbilligt den Transport, erleichtert die Montage und verkürzt die Bauzeit. Zusätzliche Einsparungen ergeben sich aus den niedrigen Unterhaltungskosten.

Stahlrohrbinder von 70 m Spannweite tragen das Dach der riesigen Messehalle in Hannover, die von Mannesmann gemeinsam mit einer anderen Stahlbaufirma innerhalb von drei Monaten errichtet wurde.

MANNESMANN Düsseldorf · Mannesmannhochhaus



HÜTTE

Des Ingenieurs Taschenbuch

Herausgegeben vom

Akademischen Verein Hütte e.V., Berlin

28., neubearbeitete Auflage.

Nachstehende Bände sind lieferbar:

HÜTTE I

Theoretische Grundlagen

XXIV, 1668 Seiten, 1409 Bilder, 725 Tafeln
Ganzleinen DM 36,— Leder DM 45,60

Mit Daumeneinschnitten zum Aufschlagen der Kapitel und der zugehörigen Registerseite sowie einem Stichwortverzeichnis mit 7700 alphabetisch geordneten Stichwörtern

HÜTTE II A

Maschinenbau (Teil A)

XXVIII, 1292 Seiten, 2024 Bilder, 406 Tafeln
Ganzleinen DM 25,— Leder DM 34,—

Mit Daumeneinschnitten zum Aufschlagen der Kapitel und der zugehörigen Registerseite sowie einem Stichwortverzeichnis mit 3000 alphabetisch geordneten Stichwörtern

HÜTTE II B

Maschinenbau (Teil B)

XIX, 930 Seiten, 1317 Bilder, 204 Tafeln
Ganzleinen DM 48,— Leder DM 60,—

Mit Daumeneinschnitten zum Aufschlagen der Kapitel und der zugehörigen Registerseite sowie einem Stichwortverzeichnis mit 2000 alphabetisch geordneten Stichwörtern

HÜTTE III

Bautechnik

XXVIII, 1616 Seiten, 2344 Bilder, 286 Tafeln
Ganzleinen DM 42,— Leder DM 51,—

Mit Daumeneinschnitten zum Aufschlagen der Kapitel und der zugehörigen Registerseite sowie einem Stichwortverzeichnis mit 4350 alphabetisch geordneten Stichwörtern

HÜTTE IV A

Elektrotechnik (Teil A) Starkstrom- und Lichttechnik

XX, 946 Seiten, 2104 Bilder, 205 Tafeln
Ganzleinen DM 39,— Leder DM 49,—

Mit Daumeneinschnitten zum Aufschlagen der Kapitel und der zugehörigen Registerseite sowie einem Stichwortverzeichnis mit 4000 alphabetisch geordneten Stichwörtern

HÜTTE V B

Verkehrstechnik (Teil B) und Vermessungstechnik

XVI, 588 Seiten, 634 Bilder, 116 Tafeln
Ganzleinen DM 56,— Leder DM 64,20

Mit Daumeneinschnitten zum Aufschlagen der Kapitel und der zugehörigen Registerseite sowie einem Stichwortverzeichnis mit 2000 alphabetisch geordneten Stichwörtern

VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN · BERLIN

Zu beziehen durch jede Buchhandlung

DER STAHLBAU

Schriftleitung:

Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Kurt Klöppel,
Darmstadt, Technische Hochschule

Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin-Wilmersdorf,
Hohenzollerndamm 169, Ruf: 87 15 56

29. Jahrgang

Berlin, April 1960

Heft 4

Inhalt

Seite

Doernach, Rudolf, Dipl.-Ing., Herrenberg/Stuttgart:
Sphärische Raumfachwerke 97

Dabrowski, Ryszard, Dr.-Ing., Danzig: Zum Problem der
gleichzeitigen Biegung und Torsion dünnwandiger
Balken 104

Meyer, Max, Dr.-Ing., Neuss/Rhein: Der [-förmige Ring-
träger als Bauelement für Großgeräte des Braun-
kohlenbergbaus, vereinfachtes Verfahren zur Be-
stimmung von Schnittkräften und Formänderungen 111

Heidecker, Wolfgang, Dipl.-Ing., Karlsruhe: Betracht-
ungen zu den neuen ω -Zahlen für Rohrquerschnitte 117

Verschiedenes:

Berg, Peter, Bingen/Rhein: Die Straßenbrücke über die
Seine bei Tancarville 118

Kochendörfer, A., Prof. Dr.-Ing., Düsseldorf: Der Ein-
fluß der Bestrahlung auf den Konstruktionswerkstoff
in Kernkraftanlagen 122

Müller, Gerhard, Dr.-Ing., Hannover: Ein Beitrag zur
Festigkeitsbeurteilung von Metallklebverbindungen
bei einfachen und zusammengesetzten statischen Be-
anspruchungen 122

Nieth, F., Dipl.-Ing., Darmstadt: Der Einfluß der Feuer-
verzinkung auf die Kerbschlagzähigkeit eines Bau-
stahls WR ST 37-2 nach DIN 17 100 bei unterschied-
licher Kerbschärfe 125

Schneider, Erwin, Dipl.-Ing., Oberhausen u. Hiller, Carl,
Dipl.-Ing., Frielendorf: Ausbildung von Staban-
schlüssen bei Rohrkonstruktionen in England . . . 126

Persönliches 128

Bücherschau 128

Bezugsbedingungen

Vierteljährlich 7,50 DM (Ausland nur ganzjährlich 30,— DM), Einzelheft
3,— DM und Zustellgeld. Monatlich ein Heft, Bezugspreis im voraus zahl-
bar. Bestellungen nimmt jede Buchhandlung und jede Postanstalt oder
der Verlag entgegen. Postscheckkonto: Berlin-West 16 88. Abbestellungen
einen Monat vor Schluß des Kalendervierteljahres.

Bestellungen für das Ausland sind zu richten

für Österreich an Rudolf Lechner & Sohn, Wien I/1, Seilerstätte 5,

für die Schweiz an Verlag für Wissenschaft, Technik und Industrie AG.,
Basel, Schützenmattstraße 43,

für Italien an Libreria Commissionaria Sansoni, Firenze, Via Gino
Capponi 26,

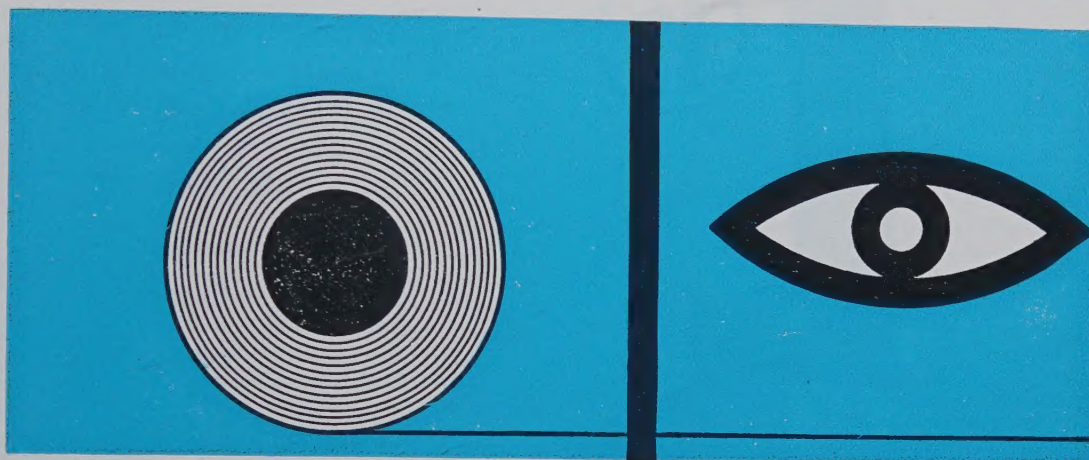
für das gesamte übrige Ausland und Übersee an I. R. Maxwell & Co. Ltd.,
London W 1, 4/5 Fitzroy Square.



Sonderschau **im Haus »Thyssenstahl«**

auf der Deutschen Industrie-Messe Hannover 1960

Vom Erz zum kaltgewalzten Qualitätsfeinblech aus Thyssenstahl



Wir freuen uns auf Ihren Besuch:

August Thyssen-Hütte AG
Duisburg-Hamborn

Niederrheinische Hütte AG
Duisburg

Westfälische Union AG für
Eisen- und Drahtindustrie, Hamm / Westf.

Lennewerk Altena GmbH
Altena / Westf.

Eisenwerk Steele GmbH
Essen-Steele

Armco-Thyssen Breitband-Verarbeitung GmbH
Dinslaken / Ndrh.

Sie finden uns auf dem Freigelände neben der Exportbörse





Sie finden uns auf der
Industriemesse Hannover
im **HOESCH-PAVILLON**
auf dem Freigelände,
Stahlstraße, Stand 600

Unser Lieferprogramm umfaßt:

Form- und Stabstahl
Betonstähle
Grubenausbaustahl
Stahlspundbohlen
Kanaldielen
Walzdraht
Warmbreitband
Grob- und Mittelblech
Riffel-, Tränen- und
Handelsfeinblech
Qualitätsfeinblech
Feinstblech
Weißblech
Halbzeug
Oberbau
gezogener Draht
Drahterzeugnisse
Nebenerzeugnisse

HOESCH AG WESTFALENHÜTTE DORTMUND

Schriftleitung:

Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Kurt Klöppel, Darmstadt, Technische Hochschule
Fernsprecher: Darmstadt 85 26 39

29. Jahrgang

BERLIN, April 1960

Heft 4

Sphärische Raumfachwerke

Von Dipl.-Arch. R. Doernach, Herrenberg/Stuttgart

DK 624.074.2

1. Entwicklungsgrundlagen

Die neueren Arbeiten mit Raumfachwerken auf Minimumoberflächen basieren zum großen Teil auf Erfindungen des amerikanischen Industrientechnikers Prof. Dr. Fuller.

Fuller hat nach langjährigen Experimenten im Fahrzeug- und Fertighausbau erkannt, daß die sinnlichen Fähigkeiten des Architektur-Künstler-Handwerkers durch die Präzision von Geräten wesentlich unterstützt und überboten werden können.

Alle neueren Konstruktionen Fullers wurden mit Hilfe von hochwertigen Herstellungs- und Meßgeräten, Rechenmaschinen und elektronischen Rechenautomaten entwickelt. Bei der Herstellung der Ford-Rotunda ergab z. B. die Benutzung von Geräten der Toleranzklasse A — Toleranzen, die für das unbewaffnete Auge unsichtbar sind — eine Steifigkeit der Konstruktion, die doppelt so groß war wie eine mit Hilfe der menschlichen Sehkraft erreichbare.

Allein die Koordination experimenteller, entwicklerischer Arbeit mit hochwertigem Werkzeug ermöglicht nach Fuller die wirtschaftliche Massenherstellung vorfabrizierter Bauteile unter einem Minimumaufwand an Material.

Die Ausnutzung zugfester Materialien als reine Zugglieder unter Ausschaltung eines Maximums knickanfälliger Stäbe war schon kennzeichnend für Fullers frühe Experimente mit räumlichen Tetraeder-Konstruktionen (Bild 1).

Fullers hervorragende Entwicklungen der letzten Zeit sind die „geodätischen Konstruktionen“, die die Vorzüge des Tetraeders und der Kugeloberfläche kombinieren. Die Kugel umschließt den größtmöglichen Raum bei kleinster Oberfläche, der Tetraeder den kleinsten Raum bei größter Oberfläche. Die Kugel hat die besten Eigenschaften gegen Druck von innen, der Tetraeder dagegen ist am stärksten gegen Druck von außen.

In der Folge der Grundstrukturen steht nach dem Tetraeder (3 Stäbe pro Knoten) der Oktaeder (4 Stäbe pro Knoten) und als letzte, regelmäßige Struktur der Ikosaeder (5 Stäbe pro Knoten) (Bild 2).

2. Geometrische Grundlagen

Die Unterteilung der Kugeloberfläche in ein Netz von mög-

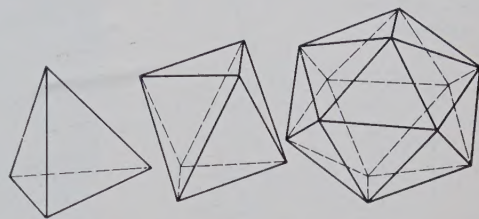


Bild 2. Tetraeder, Oktaeder, Ikosaeder

lichst gleichen Zellen, Stablängen und Winkeln, ist immer abhängig von der Spannweite oder dem Radius der Konstruktion. Da geodätische Konstruktionen insbesondere für große Spannweiten vorteilhaft sind, wurde der Ikosaeder (12 Knotenpunkte, 30 gleiche Seitenlängen, 20 Seitenflächen) als letztmögliche geometrische Figur mit gleichen Knotenpunktswinkeln für die weitere Unterteilung gewählt. Diese weitere Unterteilung (Frequenz) ist in jedem Falle abhängig von Durchmesser, Transport-, Fertigungs- und Einbaumaßen und zieht je nach der Frequenz der Unterteilung unterschiedliche Stablängen und Knotenpunktswinkel nach sich (Bild 3).

Je größer die gewählte Spannweite einer Konstruktion ist, umso höher muß zur Reduzierung der Knicklängen und Einbaumaße die

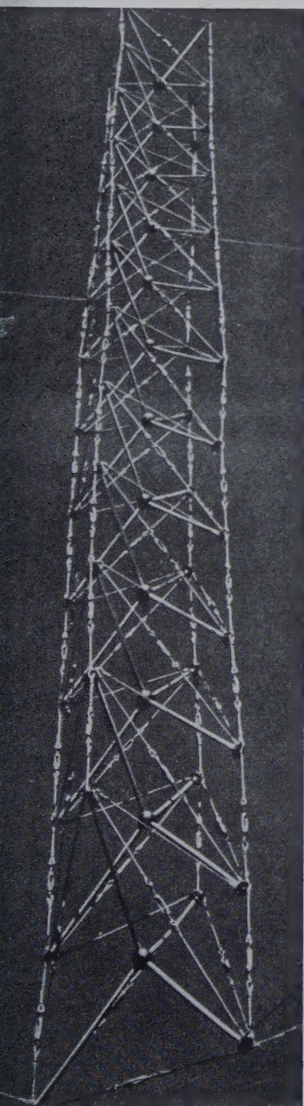


Bild 1. Tetraeder-Turm mit einem Minimum an Druckstäben

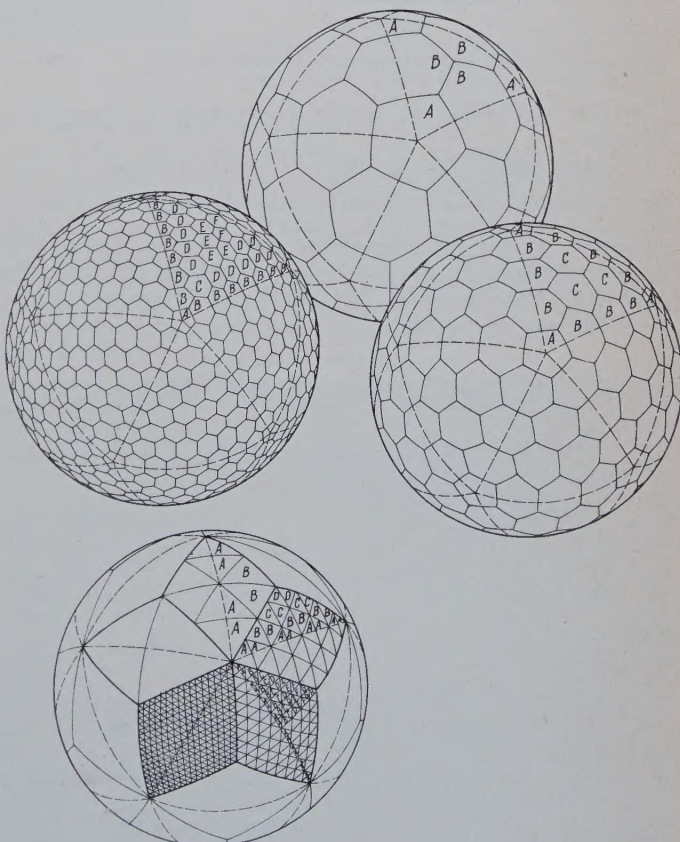


Bild 3. Ikosaeder-Projektion mit Frequenzunterteilungen 4, 8, 16, 32

Frequenz der Unterteilung sein. Bei hohen Frequenzen gleichen sich die ab „Frequenz 2“ verschiedenen Stablängen und Knotenpunkt-Oberflächenwinkel immer mehr an. Die Knotenpunkt-Neigungswinkel dagegen werden bei hohen Frequenzen sehr klein, womit die Gefahr der Einbeulung beanspruchter Zonen auftritt. Aus diesem Grund wird bei großen Spannweiten mehrschaliger Aufbau auf 2 oder mehr Radian gewählt. Mehrschalige sphärische Raumbachwerke haben, abhängig von der Differenz der Radien, d. h. der Konstruktionshöhe, eine je nach der Beanspruchung wählbare Beulstabilität. Die Tafel 1 zeigt im wesentlichen die mit der Frequenz steigende Anzahl der verschiedenen Stablängen und die mit steigender Frequenz sich annähernden Bogenlängen.

Tafel 1. Bogenlängen von Frequenz 2, 4 und 6

Ikosa-Unterteilung (Frequenz)		2	4	6
Verschiedene Stablängen		2	4	6
Tetraeder pro Kugel		90	360	810
Bogenlängen der Unterteilungen	I	41° 48' 37.12"	20° 54' 18.56"	13° 56' 12.4"
	II	37° 22' 38.5"	20° 15' 8.4"	13° 44' 11.4"
	III		19° 56' 1"	13° 37' 59.2"
	IV		17° 7' 30.1"	12° 39' 33.5"
	V			12° 51' 22.8"
	VI			10° 58' 53.6"

Im Beispiel 1 und Bild 4 werden die Bogenlängen und Oberflächenwinkel gezeigt, die durch die zweifache Unterteilung des gleichseitigen Ikosaeder-Dreiecks *ABC* entstehen.

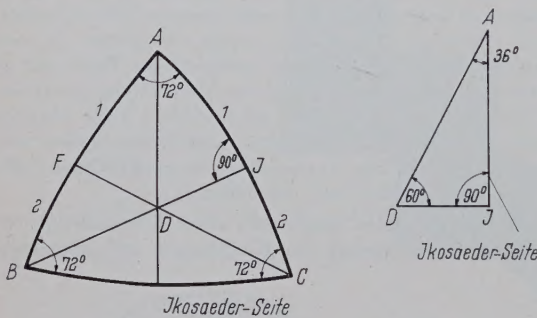


Bild 4. Unterteilung des Ikosaeders durch 2

Beispiel 1: Unterteilung des Ikosaeders durch 2 (Frequenz 2) (Bild 4).

$$\begin{aligned} AB = BC = AC &= 63^\circ 26', & DI &= 20^\circ 54', \\ AI = AC/2 &= 31^\circ 43', & AD &= 37^\circ 23'. \end{aligned}$$

Beispiel 2 gibt die wesentlichen geometrischen Daten einer 16fachen Unterteilung des gleichseitigen Ikosaeder-Dreiecks. Diese Frequenz wurde für die in Bild 18, 19 und 20 gezeigte „Union-Tank“-Konstruktion gewählt.

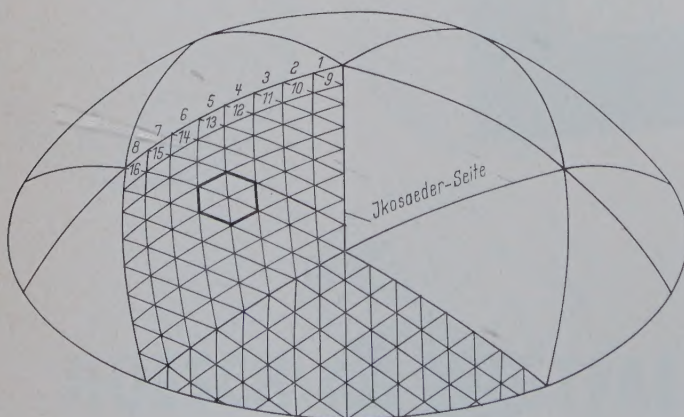


Bild 5. 16fache Unterteilung des Ikosaeders, gewählt für 117 m Spannweite

Beispiel 2: Unterteilung des Ikosaeders durch 16 bei einem 1/4-Kugelschnitt (Kontrollradius *r*) (Bild 5).

Verschiedene Stablängen	16,
Anzahl der Stäbe	1575,
Durchschnittliche Stablänge	$0,088 \cdot r$,
Gesamtstablängen	$138,6 \cdot r$,
Verschiedene Winkel	31,
Knotenpunkte	551,
Verschiedene Dreiecke	8,
Anzahl der Fußpunkte	75,
Schnitttradius	$1,648 \cdot r$,
Höhe	$0,553 \cdot r$,
Grundfläche	$3,14 (0,83 \cdot r)^2$
Oberfläche	$3,475 \cdot r^2$
Umschlossenes Volumen	$2,56 \cdot r (0,553 \cdot r)^2$.

Folgende Formeln dienen zur Berechnung der frequenzabhängigen Seitenlängen und Winkel von rechtwinkligen sphärischen Dreiecken (*C* = rechter Winkel):

$$\cos a = \frac{\cos A}{\sin B}, \quad \cos b = \frac{\cos B}{\sin A}, \quad \cos c = \cos a \cdot \cos b.$$

Für die Berechnung nicht rechtwinkliger sphärischer Dreiecke werden folgende Formeln angesetzt:

$$\begin{aligned} \frac{\sin A}{\sin a} &= \frac{\sin B}{\sin b} = \frac{\sin C}{\sin c} \\ \cos a &= \cos b \cdot \cos c + \sin b \cdot \sin c \cdot \cos A, \\ \cos b &= \cos a \cdot \cos c + \sin a \cdot \sin c \cdot \cos B, \\ \cos c &= \cos a \cdot \cos b + \sin a \cdot \sin b \cdot \cos C, \\ \cos A &= \cos B \cdot \cos C + \sin B \cdot \sin C \cdot \cos a, \\ \cos B &= \cos A \cdot \cos C + \sin A \cdot \sin C \cdot \cos b, \\ \cos C &= \cos A \cdot \cos B + \sin A \cdot \sin B \cdot \cos c. \end{aligned}$$

Da es unumgänglich ist, das System an irgendeinem Punkt zu schneiden, und nur bei einem Halbkugel-Schnitt keine unregelmäßigen Längen anfallen, ist für die Berechnung der geschnittenen Stäbe ein Koordinatensystem *x, y, z* notwendig. Die Aufstellung dieser Koordinatentabellen ist umständlich und wurde von Fullers Forschungsinstitut mit einem elektronischen Rechenautomaten bewältigt.

3. Statische Untersuchungen

Alle statischen Untersuchungen von Fullersystemen wurden angesetzt unter der Voraussetzung, daß die Stäbe, Zugglieder oder Zugbleche, und Knotenpunkte im ganzen System gleiche Querschnittsabmessungen und etwa gleiche Längen haben sollen. Die Bestimmung der Windlasten für die einzelnen Knotenpunkte erforderte Windkanalteste. An einem Modell von z. B. 62 cm Durchmesser wurden an den Knotenpunkten einer bestimmten Unterteilung maßstäblich Messingöffnungen eingesetzt und durch Kunststoffschläuche mit einem Manometer verbunden. Die damit gefundenen Lasten wurden dann auf ein größeres Modell von ca. 3 m Durchmesser übersetzt. Dieses Modell wurde mit den gefundenen Lasten auf Druck und über Rollen auf Zug beansprucht. Die Messung erfolgte an einem typischen Sektor oder den verschiedenen Systemlängen mit geklebten Widerstandsmessstreifen (strain gages Type A 18, AN SR-4).

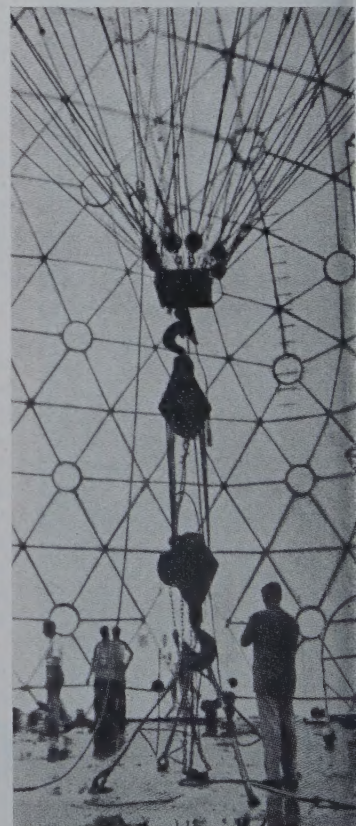


Bild 6. Belastungsprobe am Prototyp 1:1, einer glasfaserverstärkten Kunstharzkuppel für arktische Radarstationen

Die gefundenen Lasten wurden tabelliert, so daß für eine bestimmte Frequenz eines Halbkugelschnitts, abhängig von Wind und gleichmäßig verteilten Lasten, für jede beliebige Spannweite axiale Lasten gefunden werden konnten.

Vor der Ausführung eines Prototyps 1:1 wurden in der Regel zudem größere maßstäbliche Ausschnitte belastet und gemessen.

Bild 6 zeigt die Belastung einer Kunststoffkuppel von etwa 15 m Durchmesser durch an den Knotenpunkten angebrachte Punktlasten als Ersatz für Flächen-Schneelast.

Untersuchungen an Konstruktions-Ausschnitten erfordern sorgfältige Überlegungen bezüglich der tatsächlichen Gelenk- oder Einspannverhältnisse des gewählten Ausschnitts in der Konstruktion, um ein verlässliches Meßbild zu bekommen. In Bild 7 wird ein

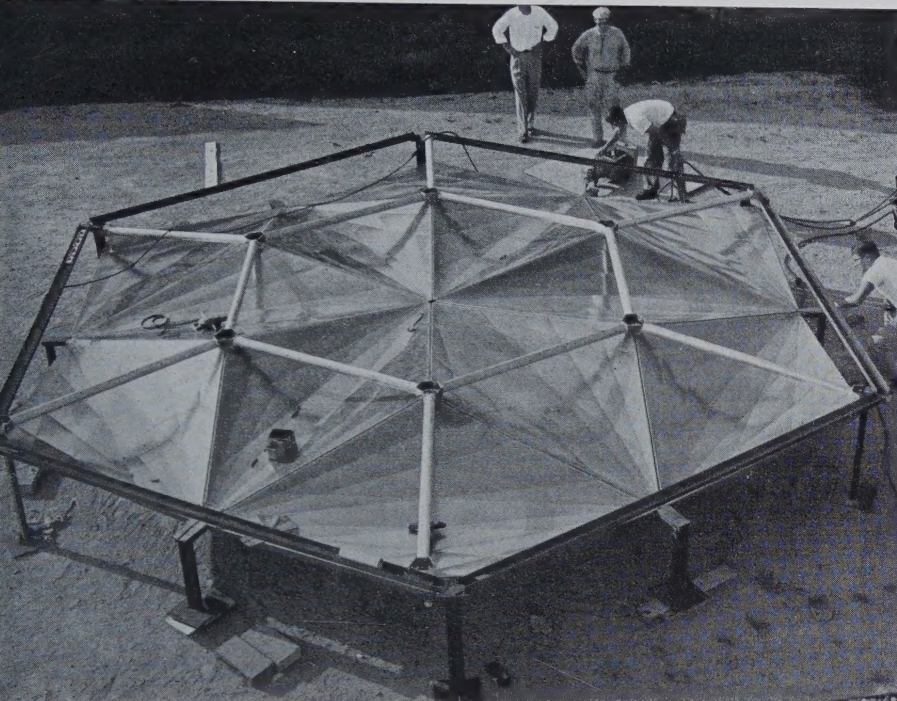


Bild 7. Ausschnitt-Test 1:1 für eine Aluminiumkuppel von 44 m Spannweite. Vorbereitung zu Lastmessungen mit Widerstandsmeßstreifen

Ausschnitt-Test 1:1 im Spannrahmen gezeigt. Diese Untersuchung sollte zur Messung der Dauerstandfestigkeiten einer Kuppel von 44 m Spannweite aus gefaltetem Aluminiumblech dienen und wurde mit Widerstandsmeßstreifen durchgeführt. Die Anordnung der Meßstreifen und Einspannverhältnisse ist zudem abhängig von der Lage des Ausschnitts in der Konstruktion, eventuellen Durchbrechungen der Konstruktionskontinuität durch Eingänge oder Anschlüsse und den dadurch zu erwartenden Spannungskonzentrationen.

Systemvarianten, abhängig von der Spannweite

Die Entwicklung sphärischer Raumbauwerke ging aus von einschaligen Anordnungen für kleinere Spannweiten und erreichte mit dem heutigen Stand dreischalige Anordnungen für Spannweiten von über 100 m.

System-Varianten abhängig von Spannweiten (Bild 8).

A. Einschalige Anordnung aus nur steifen Stäben auf einem Radius. Spannweiten bis ca. 35 m.

B. Einschalige Anordnung aus steifen Stäben auf zwei Radien. Erhöhung der Knotenpunkt-Neigungswinkel durch Radiusdifferenz. Spannweiten bis ca. 50 m.

C. Tetraeder-Raumbauwerk auf zwei Radien. Doppel-Tetraeder aus gefaltetem Blech als integrierte tragende Haut mit hexagonal angeordneten Druckstäben auf dem äußeren Radius. Spannweiten bis über 75 m.

D. Oktagon — Raumbauwerk auf drei Radien. Hexagonal angeordnete Druckstäbe auf dem äußeren Radius, Zugstäbe vom äußeren zum mittleren Radius. Integrierte, nur auf Zug beanspruchte Metallhaut vom inneren zum mittleren Radius. Union Tank Dome als 1. Prototyp über 117 m freie Spannweite. Potenz des Systems über mehrere 1000 m.

Die Variante D ist für hohe Frequenzen, d. h. große und größte Spannweiten besonders geeignet, da sich

1. auf äußerem und innerem Radius ein Druckrahmen ausbilden läßt.
2. der frequenzabhängige Oberflächen-Neigungswinkel durch Radiusdifferenz beliebig wählen läßt und damit die nötige Beulstabilität hergestellt wird.
3. ein Maximum an Komponenten durch leichte Zugglieder ersetzen läßt.
4. die Haut integriert, d. h. als Zugglied tragend, ausbilden läßt.

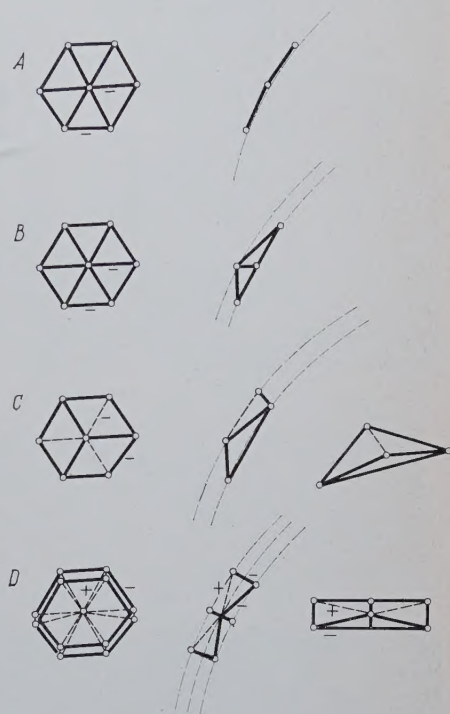


Bild 8. Ein- und mehrschalige Anordnungen von Druck-, Druck- und Zugstäben und Druck-Zugsystemen mit integrierter Haut abhängig von Spannweiten

5. Fünf typische ausgeführte Konstruktionen

Als voll mobile Konstruktionen für Ausstellungen, Märkte, Winterbau usw. haben sich besonders die einschaligen 35 m-Spannweiten durchgesetzt. Sie sind in der Regel Ikosaeder-Projektionen mit achtfacher Unterteilung und haben acht verschiedene Stablängen von ca. 3,30 m Länge und ca. 75 mm Durchmesser. Das Transportgewicht einer Halle über 900 qm beträgt ca. 5 t. Diese Hallen wurden meist mit einer einstückigen, nicht tragenden Kunststoffhaut unterspannt. Die Errichtung ist mit fahrbaren Gerüsttürmen in etwa einem Tag möglich (Bild 9 und 10).



Bild 9. Einschaliges Raumbauwerk über 35 m Spannweite



Bild 10. Montage von Rohrkomponenten vom Fahrturm aus

Radioteleskope und Radarstationen von 10, 15 und 20 m Spannweite haben für wissenschaftliche und militärische Zwecke umfangreiche Serien erreicht. Die Bewährung der dabei benutzten glasfaserarmierten Kunststoffe in bezug auf Dauerstandfestigkeiten ist noch ungewiß. Bild 11 zeigt ein Radioteleskop von über 10 m Durchmesser aus glasfaserarmierten Polyesterharz-Stäben. Die Konstruktion ist in einem Wasserbassin schwimmend drehbar.

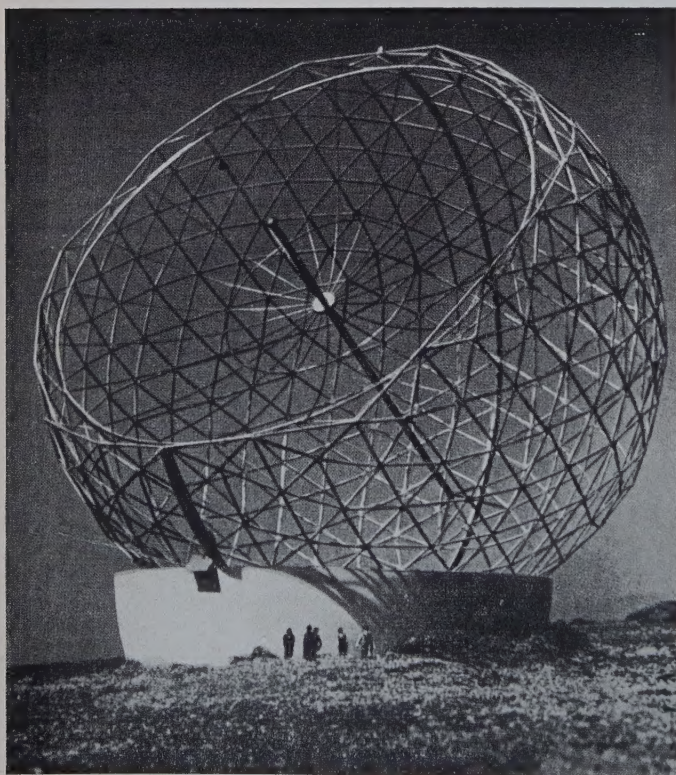


Bild 11. Schwimmend drehbares Radioteleskop aus Kunststoff

Die Anwendung der bisher gezeigten Systeme ist durchaus nicht nur auf Kugeloberflächen möglich. Leider ist aber ein Abweichen von dieser stärksten und zugleich einfachsten Geometrie mit großem entwerflichem Aufwand verbunden, der nur in der Serie bezahlt werden kann. Als weitere Projektions-Geometrien eignen sich be-

sonders das hyperbolische Paraboloid, Torus, Tonne und beliebige freie Formen. Bild 12 zeigt den Ausschnitt eines Hexagon-Oktaeder-Raumfachwerks. Mit dieser Konstruktion kann über Drehgelenke nur durch Veränderung der Zugglieder jede beliebige Geometrie und Form überspannt werden.

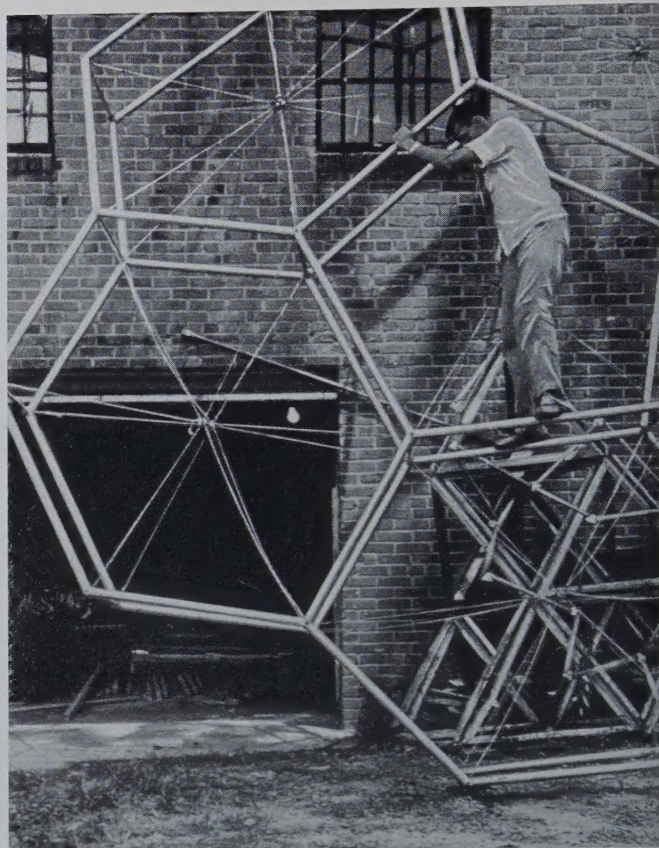


Bild 12. Hexagon-Oktaeder-Raumfachwerk für Konstruktionen beliebiger Geometrie

Dasselbe System kann jedoch auch als Ikosaeder-Derivat auf eine Kugel projiziert werden. Bild 13 zeigt ein solches Hexagon-Oktaeder-Raumfachwerk über 83 m Spannweite mit hexagonal angeordneten Druckstäben auf dem äußeren und inneren Radius. Die Zugglieder gehen vom äußeren und inneren zu einem mittleren Radius. Die Druckstäbe haben 10 und 15 cm Durchmesser. Die Bauzeit für das Raumfachwerk betrug ca. 10 Wochen.

Das in Variante C beschriebene Doppeltetraeder-Raumfachwerk befindet sich in Serienherstellung bei der Kaiser-Aluminium Corp. für Hallen von ca. 2000 Sitzplätzen bei 44,2 m Spannweite. Die Errichtung eines solchen Bauwerks wird mit Hilfe eines zentralen Hebemashtes in ca. 2 Tagen abgeschlossen. Neuerdings werden für die Errichtung auch Ballons benutzt, wodurch die Errichtung weniger wind- und deformationsgefährdet ist. In beiden Fällen werden die Bauteile am Boden angefügt (Schrauben oder Niete) und das Bauwerk kontinuierlich gehoben. Die geometrische Konfiguration (Bild 14) ist wieder vom Ikosaeder abgeleitet, mit in diesem Falle zehnfacher Unterteilung der Seitenkante. Die aus Aluminium gefalteten Bauteile (siehe auch Bild 7) kommen vorfabriziert an die Baustelle. Die Dichtung erfolgt maschinell mit Preßluft und einer gummiähnlichen Dichtungsmasse (Prestik). Wärmedämmung und Feuerisolierung ist mit Vermiculit möglich, das, in Kunstharzen gebunden, innen aufgespritzt wird.

Der Werkplan der in den Bildern 14, 15 und 16 gezeigten Halle wird in Bild 17 wiedergegeben und zeigt außer den 10 verschiedenen Stablängen im System einige Sonderlängen, die sich durch der Schnitt als $\frac{1}{3}$ Kugel ergeben.

Die bisher erfolgreichste Variante sphärischer Raumfachwerke ist ohne Zweifel das Oktaeder-Hexagon-Raumfachwerk (Variante D). Errichtungs- und Vorfertigungsprobleme sind bei diesem Typ am wirtschaftlichsten gelöst. Die erste Ausführung — der Union Tank



Bild 13. Hexagon-Oktaeder-Raumfachwerk über 83 m Spannweite

Dome — ist vom Ikosaeder abgeleitet und 16mal unterteilt. Die tragend gespannte Stahlhaut besteht aus etwa 4 mm dickem Stahlblech und trägt frei über 117 m Spannweite bei einer Schalendicke von etwa 1,20 m. Die Zenithhöhe ist 36 m, die Grundfläche beträgt 11 000 qm bei einem Gesamtgewicht des Raumfachwerks von 567 t.

Die Errichtung erfolgte ebenfalls gerüstlos mit 4 Kranen, die die 21 sechseckigen Komponenten einhoben. Die beim ersten Prototyp in der Baustelle über Schablonen gefertigten Bauteile wurden nach

der Einhebung und Justierung mit kontinuierlich arbeitenden Schweißmaschinen eingeschweißt.

Folgende Bauteile wurden benötigt:

- 4 mm-Stahlblech,
- Rohre von 10 cm Durchmesser,
- massive Zugstäbe 18 und 37,5 mm ϕ ,
- Schrauben und Unterlagscheiben.



Bild 14. Doppeltetraeder-Bauteile



Bild 15. Errichtung einer Kuppel von 44 m Spannweite. Bodenmontage mit kontinuierlicher Hebung durch zentralen Kran

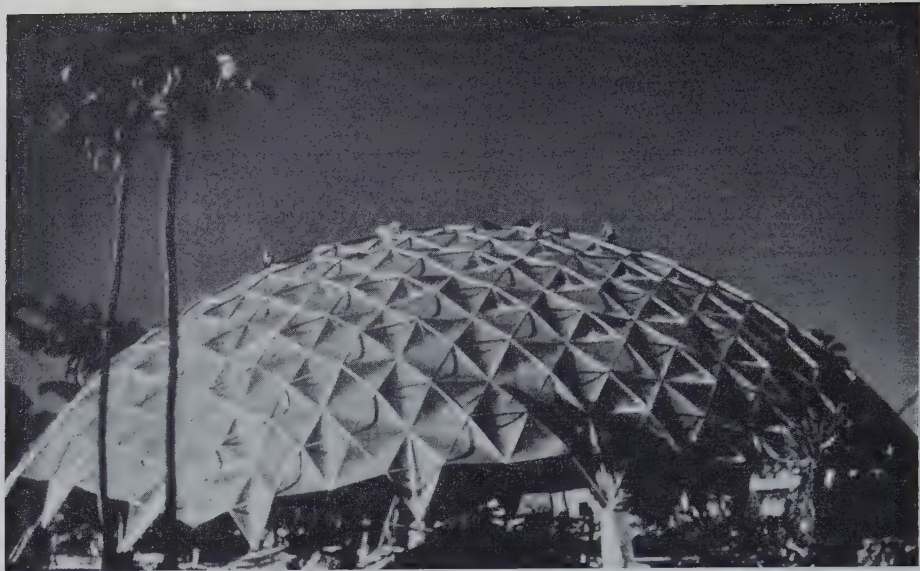


Bild 16. Doppeltetraeder-Raumfachwerk von 44 m Spannweite mit integrierter tragender Haut

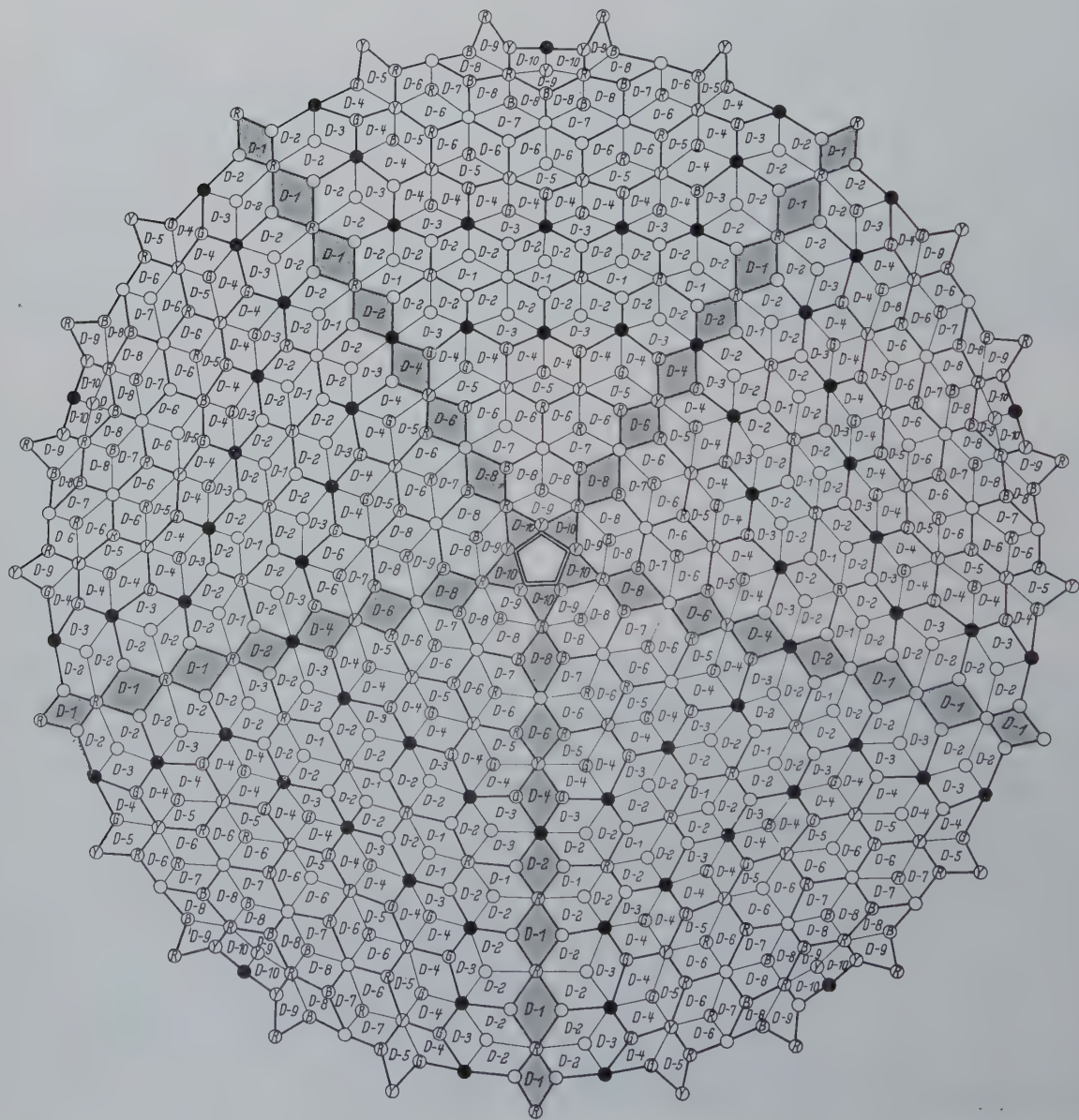


Bild 17. Werkplan der Kuppel von Bild 16

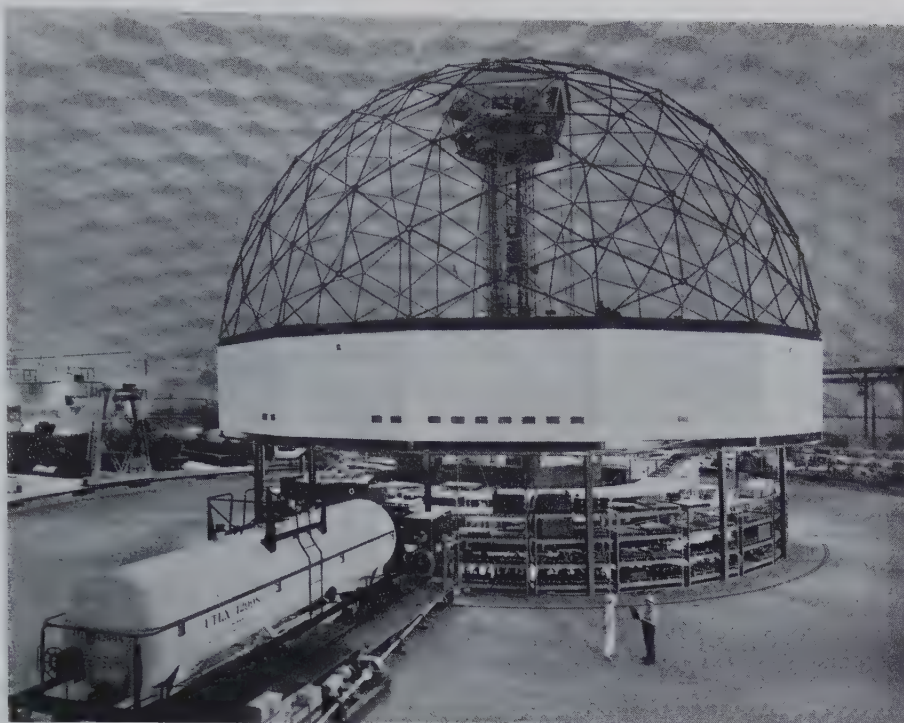


Bild 18. Innenansicht Union Tank Dome. 117 m freie Spannweite



Bild 19. Schalungsfreier Montagevorgang beim Union Tank Dome (System D)
(Foto: Lincoln Electric Comp. Cleveland, Ohio)

Die tragende Haut der Konstruktion ist hell gespritzt, damit sie bei starker Sonnenbestrahlung ihre Zugwirkung beibehält. Die Druckstäbe sind dunkel gespritzt, damit sie sich bei Sonnenbestrahlung ausheizen und das System auch unter der Sonnenlast in Spannung bleibt.

Die Kosten dieser Konstruktion betrugen schon beim ersten Prototyp nur ca. DM 400,— pro qm Grundfläche, was hauptsächlich auf die Minimumoberfläche zurückzuführen ist. Diese kaum zu unterbietende Wirtschaftlichkeit hat die Union Tank Car Co. ver-

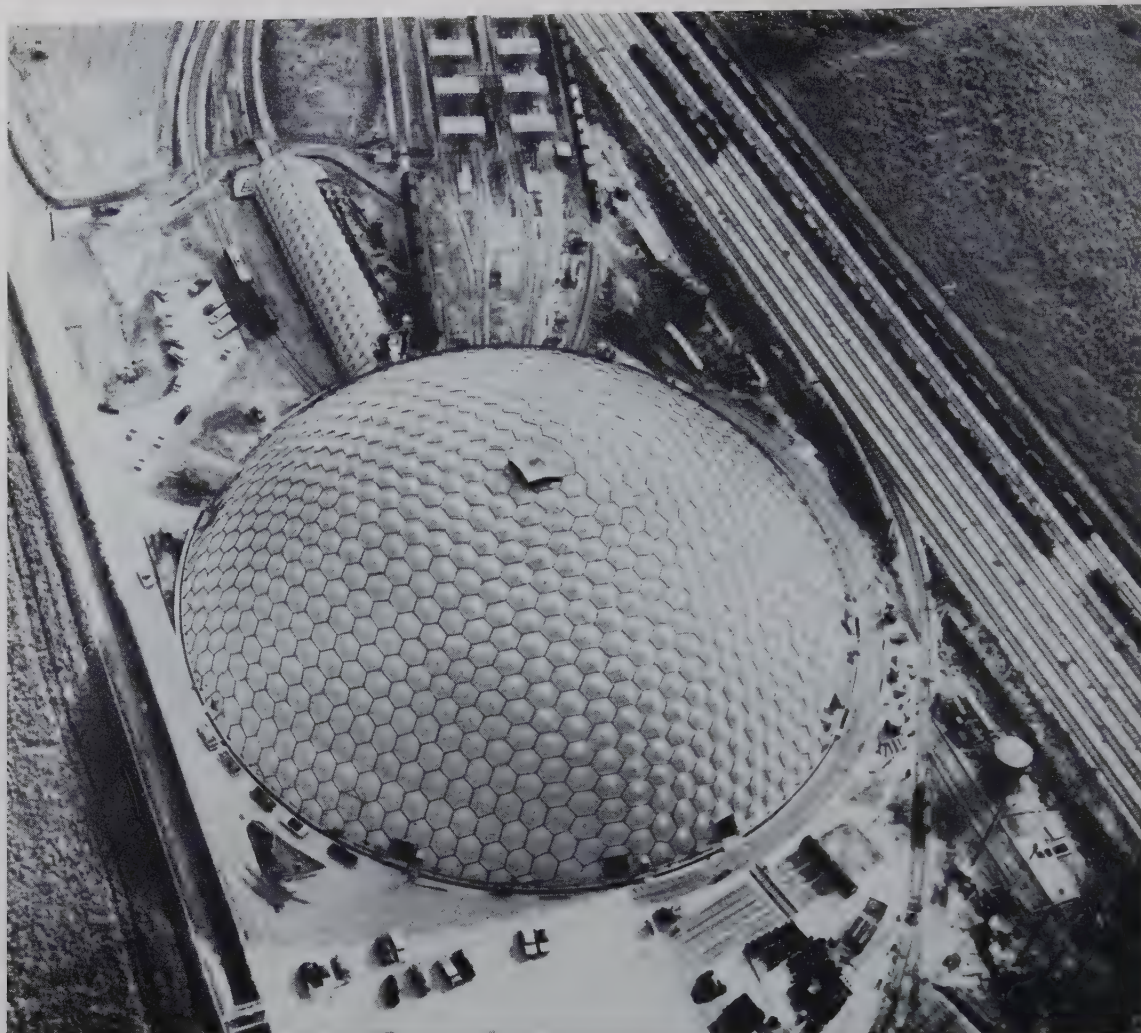


Bild 20. Luftbild des Union Tank Dome über 117 m Spannweite

anlaßt, die Serienherstellung für Großmärkte, Geschäftszentren, Sportarenen, Auditorien und Industriegebäude aufzunehmen.

Die in den Bildern 18, 19 und 20 gezeigte Konstruktion, eine

riesige Reparaturwerkstatt für Tankwagen, wird als die zukunfts-trächtigste Entwicklung auf dem Gebiet der Konstruktionen großer Spannweiten bewertet.

Zum Problem der gleichzeitigen Biegung und Torsion dünnwandiger Balken

Dr.-Ing. Ryszard Dąbrowski, Danzig

DK 624.075.3

1. Einleitung

In dieser Arbeit wird das Problem der gleichzeitigen Wirkung der Biegung und Torsion auf dünnwandige Balken mit einfach-symmetrischem Querschnitt betrachtet. Es wird vorausgesetzt, daß die Steifigkeit des Balkens in lotrechter Symmetrieebene viel größer ist als in horizontaler Ebene (Bild 1). Der Balken sei frei drehbar gestützt mit freier Verwölbung der Endquerschnitte, die Drehung derselben um die Längsachse z sei verhindert. Im nachfolgenden wird ein Belastungsfall ausführlich behandelt, und zwar der Fall, wenn im Mittelquerschnitt eine Last mit der Vertikalkomponente P_y und der Horizontalkomponente P_x im beliebig gelegenen Punkt angreift (Bild 1). Die Ergebnisse werden auch für den Fall von zwei symmetrisch zur Balkenmitte angreifenden Einzellasten sowie für eine sinusförmig verteilte, stetige Belastung angegeben.

Das Problem ist von praktischer Bedeutung bei Bemessung der vollwandigen Kranbahnträger und ähnlicher Konstruktionen, in denen neben der lotrechten Hauptbelastung eine Horizontallast möglich ist, wobei diese in der Regel außermittig zur Schubachse wirkt und den Träger auf Torsion beansprucht. Weitere Torsionsmomente können von der etwaigen Exzentrizität der Hauptbelastung herrühren.

Wenn nur die Hauptbelastung, die streng in der Hauptebene wirkt, vorhanden wäre, so läge hier ein Stabilitätsproblem mit

Gleichgewichtsverzweigung vor, das in der Literatur und Normung eingehend behandelt worden ist. Es sei hier auf die bekannten Nachschlagewerke [1] bis [5] und die Veröffentlichungen [6], [7] sowie die DIN 4114 hingewiesen.

Bei Vorhandensein einer Exzentrizität im Lastangriff gegenüber der Schubachse und selbst dann, wenn die Last durch die Schub-

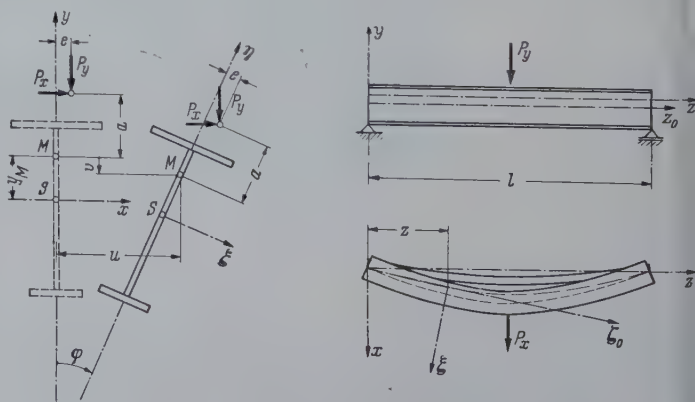


Bild 1. Verformung eines einfach-symmetrischen Balkens

achse durchgeht, aber nicht in einer der beiden Hauptebenen liegt, gehört zu jeder Lastgröße eine bestimmte Verformungsfigur. Die Verformungen wachsen schneller an als die Belastung — die Berechnung des Spannungszustandes wird eine Spannungsaufgabe II. Ordnung. Es besteht hier die Analogie mit dem wohlbekannten Fall, wenn ein Stab gleichzeitig auf Druck und Biegung beansprucht wird. In beiden Fällen können die Verformungen und die Spannungen nicht durch Addieren der den Einzelzuständen zugeordneten Werte bestimmt werden. Die richtigen Resultate liefert die Theorie II. Ordnung. Man beschränkt sich im allgemeinen auf den elastischen Bereich.

Im Falle des exzentrischen Druckes als Einzelfall der Beanspruchung auf Druck und Biegung kann das Problem bekanntlich nach Chwalla als ein Stabilitätsproblem ohne Gleichgewichtsverzweigung betrachtet werden. Man geht nämlich in der Bestimmung des Zusammenhanges zwischen Belastung und Verformung weiter, indem man die Plastizierung der Querschnitte nach Erreichen der Fließgrenze und die darin enthaltene gewisse Tragreserve berücksichtigt. Die Aufgabe wird kompliziert. In der Praxis findet die vereinfachte Lösung von Ježek mit der Annahme eines idealplastischen Materials häufig Anwendung.

Diese Annahme und weitere Vereinfachungen gaben für Broude [8] die Grundlage zur Bestimmung der kritischen Last für einen unserer Problem näherliegenden Fall, wenn nämlich auf einen Balken die lotrechte Belastung an einer kleinen Exzentrizität wirkt. Es wurde nur der doppelt-symmetrische I-Balken betrachtet.

In der vorliegenden Arbeit hat das Vorhandensein der horizontalen Seitenkraft wesentliche Bedeutung. Auch soll sich die Lösung auf den allgemeineren Fall des einfach-symmetrischen Querschnittes beziehen.

Die Aufgabe wird gelöst, indem die Verformungen und Spannungen für die ν -fache Last bestimmt werden, wobei mit ν der geforderte Sicherheitsfaktor bezeichnet ist. Dazu ist die Kenntnis des Drehwinkels φ und dessen zweiter Ableitung notwendig.

Das Problem der gleichzeitigen Biegung und Torsion für die beliebig in der Balkenmitte angreifende Belastung ist allerdings in zwei umfangreichen Arbeiten von Pettersson [9], [10] bereits eingehend untersucht worden. Die erste bezieht sich auf den doppelt-symmetrischen, die zweite — auf den einfach-symmetrischen Querschnitt. Das Problem wird auf die Lösung einer Differentialgleichung vierter Ordnung mit veränderlichen Gleichungskoeffizienten übergeführt. Nach aufwendigen Berechnungen werden die Parameter in den Ausdrücken für den Drehwinkel φ_0 und dessen zweite Ableitung φ_0'' für die Balkenmitte ermittelt und in etwa 6—7 Diagrammen zur praktischen Berechnung dargestellt. Die Lösung für den doppelt-symmetrischen I-Träger gilt für beliebige Querschnittsabmessungen. Dagegen beziehen sich die Diagramme im Falle des einfach-symmetrischen Trägers nur auf den in Bild 1 dargestellten Querschnitt mit ganz bestimmten Maßverhältnissen und gelten nicht für alle doppelt-symmetrische Querschnitte.

Der Zweck der nachfolgenden Ausführungen ist es, eine hinreichend genaue und allgemeingültige Näherungslösung mit Beschränkung der Hilfsdiagramme aufzustellen. Von den benötigten Werten φ_0 und φ_0'' wird der erste nach der energetischen Methode ermittelt. Er bildet auch die Grundlage zur Bestimmung von φ_0'' nach einem angenäherten Verfahren unter Benutzung der Differentialgleichung der Wölbkrafttorsion.

2. Bezeichnungen

Es werden folgende Bezeichnungen eingeführt:

A, B, C = Hilfswerte nach den Gleichungen (19),

E = Elastizitätsmodul,

G = Schubmodul,

J_x, J_y = Trägheitsmomente,

J_d = Trägheitsmoment für reine Torsion,

J_ω = Wölbwiderstand bezogen auf den Schubmittelpunkt (nach DIN 4114 mit C_M bezeichnet),

M_x, M_y = Biegemomente um die x- und y-Achse,

P_x, P_y = Komponenten der Einzellast in Richtung + x und - y,

a = Abstand des Lastangriffspunktes vom Schubmittelpunkt M in y-Richtung gemessen,

e = Abstand des Lastangriffspunktes vom Schubmittelpunkt M in x-Richtung gemessen,

k = $\sqrt{GJ_d/EJ_\omega}$ — Abklingungsbeiwert in cm^{-1} ,

l = Balkenlänge,

m, n = Hilfswerte nach den Gleichungen (19),

P_x, P_y = Komponenten der stetigen Last in Richtung + x und - y,

$r_x = \frac{1}{J_x} \int y (x^2 + y^2) dF$,

u, v = Verschiebung des Schubmittelpunktes in Richtung + x und - y,

x, y = Querschnittsachsen mit y als Symmetrieachsen, auch Ordinaten einer Randfaser,

y_M = Abstand des Schubmittelpunktes M vom Schwerpunkt S,

z = Längsachse (Schubachse),

$\beta = 2y_M - r_x$,

φ = Drehwinkel, positiver Drehsinn von y nach x,

φ_0 = Drehwinkel in Balkenmitte,

ω = Einheitsverwölbung bezogen auf den Schubmittelpunkt,

()' = Ableitung nach z.

3. Differentialgleichungen des Problems

Die Gleichgewichtsbedingungen zwischen den inneren und den äußeren Kräften liefern für den Fall der gleichzeitigen Biegung und Torsion die Beziehungen zwischen den Verformungen u, v und φ einerseits und den Momenten M_x, M_y bezogen auf die Achsen des Querschnittes nach der Verformung, oder den äußeren Momenten M_x, M_y andererseits (Bild 1):

$$EJ_x v'' = -M_x = -M_x + M_y \varphi \dots \dots \dots (1)$$

$$EJ_y u'' = -M_y = -(M_y + M_x \varphi) \dots \dots \dots (2)$$

$$EJ_\omega \varphi^{IV} - GJ_d \varphi'' = m_z^* \dots \dots \dots (3)$$

Hierbei bezeichnen J_x, J_y achsiale Trägheitsmomente, J_ω den Wölbwiderstand und J_d das Trägheitsmoment bei reiner Torsion.

Das stetige Drehmoment m_z^* in (3) bedeutet sowohl das von der äußeren Belastung unmittelbar eingetragene Moment

$$p_x (a - e \varphi) + p_y (e + a \varphi)$$

als auch das Moment der durch die Verformung bedingten inneren „Ablenkungskräfte“. Nach Berücksichtigung dieser Werte nimmt die Gleichung (3) die Gestalt

$$EJ_\omega \varphi^{IV} - GJ_d \varphi'' - \beta (M_x \varphi)' + M_x u'' - M_y v'' = p_x (a - e \varphi) + p_y (e + a \varphi) \dots \dots (3a)$$

an, wobei

$$\beta = 2y_M - r_x = 2y_0 - \frac{1}{J_x} \int y (x^2 + y^2) dF$$

die Asymmetrie des Querschnittes kennzeichnet. Für einen I-Träger mit breiterem Oberflansch ist β positiv, bei entgegengesetzter Anordnung — negativ. Für doppelt-symmetrische Querschnitte ist $\beta = 0$.

Wird nun in (1), (2) und (3a) $p_x = M_y = 0$ und $e = 0$ gesetzt, also Belastung in der Symmetrieebene, so werden sich diese Gleichungen auf das Problem der Kippstabilität beziehen. Die nichthomogene Gleichung (1) wird dann unabhängig von den beiden anderen homogenen Gleichungen, deren Determinante gleich Null gesetzt die Kippplast liefert.

Die zu (1), (2) und (3a) analogen Gleichungen sind bereits 1940 von Wlasow [2] für den Fall abgeleitet worden, daß die Last durch die Schubachse durchgeht. Es ist dann $p_x a + p_y e = 0$ und die Gleichung (3a) wird homogen¹⁾. Zusammen mit (1) und (2) ergibt sie aber ein nichthomogenes Gleichungssystem. Jeder Belastung entspricht also ein bestimmter Verformungszustand u, v, φ und es ist in diesem Belastungsfall keine kritische Last in Sinne der Gleichgewichtsverzweigung vorhanden.

¹⁾ In [2] sind aber alle drei Gleichungen homogen, und zwar fehlt in (1) $-M_x$ und in (2) $-M_y$. Das rührt wohl davon her, daß in [2] auch dieses Problem, wenn die Last zwar durch die Schubachse durchgeht aber nicht in einer der Hauptebenen liegt, als Stabilitätsproblem mit Gleichgewichtsverzweigung betrachtet wird.

Wird in (3 a) v'' und u'' durch (1) und (2) ausgedrückt, so ergibt sich

$$EJ_{\omega} \varphi^{IV} - GJ_d \varphi'' - \beta (M_x \varphi')' - \left(\frac{M_x^2}{EJ_y} + \frac{M_y^2}{EJ_x} + p_y a - p_x e \right) \varphi = \frac{M_x M_y}{EJ_y} \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) + p_x a + p_y e \quad (4)$$

Diese Gleichung hat nur eine unbekannte Funktion φ . Die Gleichungskoeffizienten sind aber veränderlich, so daß die Lösung der Gleichung (4) sehr umständlich ist, vgl. [9], [10]. Die Gleichung (4) kann allerdings zu einer näherungsweisen Bestimmung von φ nach dem Galerkinschen Verfahren ausgenutzt werden.

Sobald der Winkel φ und dessen zweite Ableitung φ'' bekannt sind, können sowohl die Biegespannungen aus den Momenten M_{ξ} und M_{η} gemäß (1) und (2) als auch die Wölbspansungen $\sigma_{\omega} = -E \varphi'' \omega$ berechnet werden. Wenn man in (1) $M_y \varphi$ als klein gegenüber $-M_x$ vernachlässigt, so lautet die Formel für die Normalspannung in einem Querschnittspunkt

$$\sigma = -\frac{M_x}{J_x} y + \frac{M_y + M_x \varphi}{J_y} x - E \varphi'' \omega \quad (5)$$

x und y sind die Ordinaten und ω ist die Einheitsverwölbung des betrachteten Punktes.

Analoge Gleichungen zu (1) bis (5) sind bereits in [10] von P e t t e r s s o n mit etwas anderen Bezeichnungen abgeleitet worden.

Die Gleichungen (1) bis (3 a) werden unter 5. zur näherungsweisen Bestimmung von φ_0'' ausgenutzt.

4. Energetische Gleichungen

Zur Bestimmung von φ wird hier die wohlbekannte Methode von R i t z - T i m o s h e n k o herangezogen.

Der Ausdruck für das Gesamtpotential des Systems wird am einfachsten, wenn die Verschiebungen u , v wie in Bild 1 auf den Schubmittelpunkt bezogen werden.

Die Formänderungsenergie V beträgt dann bekanntlich [3]

$$V = \frac{1}{2} \int (EJ_{\omega} \varphi'^2 + GJ_d \varphi'^2 + EJ_y u'^2 + EJ_x v'^2) dz \quad (6)$$

Die potentielle Energie der äußeren Kräfte wird hier aus zwei Beiträgen

$$U_1 = - \int (p_x u + p_y v) dz$$

$$U_2 = - \int \left[p_x \left(a \varphi - \frac{1}{2} e \varphi^2 \right) + p_y \left(e \varphi + \frac{1}{2} a \varphi^2 \right) \right] dz \quad (7)$$

zusammengesetzt, wobei der zweite Ausdruck durch die Verdrehung der Querschnitte bedingt ist.

Der Beitrag U_1 , der dem mittigen Lastangriff entspricht, wird auf Grund des Prinzips von der Gleichheit der äußeren und der inneren virtuellen Arbeit folgendermaßen umgeformt:

$$U_1 = - \int (p_x u + p_y v) dz = - \int \int \sigma \varepsilon dF dz \quad (8)$$

σ ist die Normalspannung infolge der mittigen Belastung und ε die Gesamtdehnung in einem Querschnittspunkt. Für ε gilt

$$\varepsilon = -u'' x + v'' y - \varphi'' \omega - \left\{ \frac{1}{2} u'^2 + \frac{1}{2} v'^2 + \frac{1}{2} \varphi'^2 [x^2 + (y - y_M)^2] - \varphi [u'' (y - y_M) + v'' x] \right\} \quad (9)$$

Die drei ersten Werte drücken die Biege- und Wölbspansung aus, der Klammerausdruck stellt die Verkürzung der Projektion eines Elementes auf die z -Achse infolge der Verformung u , v , φ dar²⁾.

Nach Einsetzen von (9) und $\sigma = -M_x y/J_x + M_y x/J_y$ in die Gleichung (8) ergibt sich nach mehreren Reduktionen

$$U_1 = \frac{1}{2} \int [\beta M_x \varphi'^2 + 2(M_x u'' - M_y v'') \varphi + 2(M_x v'' + M_y u'')] dz \quad (10)$$

Durch Addieren von (6), (7) und (10) wird der Ausdruck für das Gesamtpotential erhalten:

$$\begin{aligned} \Pi &= V + U_1 + U_2 \\ &= \frac{1}{2} \int \left\{ EJ_{\omega} \varphi'^2 + (GJ_d + \beta M_x) \varphi'^2 + EJ_y u'^2 + EJ_x v'^2 \right. \\ &\quad + 2(M_x u'' - M_y v'') \varphi + 2(M_x v'' + M_y u'') \\ &\quad \left. - (p_y a - p_x e) \varphi^2 - 2(p_x a + p_y e) \varphi \right\} dz \quad (11) \end{aligned}$$

²⁾ Diesen kann man aus der Gleichung (594) in [5] nach deren Umformung und Ergänzung mit $-\varphi v'' x$ erhalten.

Für das Kippproblem folgt aus (11) mit $p_x = M_y = 0$ und $e = 0$ und nach Streichung der potentiellen Energie

$$\frac{1}{2} \int (EJ_x v'^2 + 2 M_x v'') dz,$$

die durch die Anfangsverformung vor Eintreten der Kippung bedingt ist,

$$\Pi = \frac{1}{2} \int \left\{ EJ_{\omega} \varphi'^2 + (GJ_d + \beta M_x) \varphi'^2 + EJ_y u'^2 + 2 M_x u'' \varphi - p_y a \varphi^2 \right\} dz.$$

Zur Überprüfung kann durch Einsetzen des Klammerausdruckes aus (11) an Stelle von F in die E u l e r s c h e Gleichung

$$\frac{\partial F}{\partial \varphi} - \frac{d}{dz} \left(\frac{\partial F}{\partial \varphi'} \right) + \frac{d^2}{dz^2} \left(\frac{\partial F}{\partial \varphi''} \right) = 0 \quad (12)$$

die bereits angegebene Gleichung (3 a) gewonnen werden. Nach Ausführung derselben Operationen bezüglich v und u erhält man die zu (1) und (2) analogen Gleichungen

$$EJ_x v^{IV} - (M_x \varphi)'' = p_y, \quad EJ_y u^{IV} + (M_x \varphi)'' = p_x.$$

Aus der Gleichung (11) kann mit Hilfe von (1) und (2) v'' und u'' eliminiert werden und das Gesamtpotential wird nun durch den Drehwinkel φ ausgedrückt:

$$\begin{aligned} \Pi &= \frac{1}{2} \int \left\{ EJ_{\omega} \varphi'^2 + (GJ_d + \beta M_x) \varphi'^2 \right. \\ &\quad - \left(\frac{M_x^2}{EJ_y} + \frac{M_y^2}{EJ_x} + p_y a - p_x e \right) \varphi^2 \\ &\quad - 2 \left[\frac{M_x M_y}{EJ_y} \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) + p_x a + p_y e \right] \varphi \\ &\quad \left. - \left(\frac{M_x^2}{EJ_x} + \frac{M_y^2}{EJ_y} \right) \right\} dz \quad (13) \end{aligned}$$

Auch hier liefert die Vorschrift (12) die zugehörige Differentialgleichung (4). Es ist zu bemerken, daß das letzte Glied in (13) eine von φ unabhängige Konstante ist und bei Berechnung der Ableitung nach φ verschwindet.

Mit $p_x = M_y = 0$ und $e = 0$ wird aus (13) wiederum das Potential für das Kippproblem erhalten. Das verbleibende Glied

$$- \frac{1}{2} \int M_x^2 / EJ_x \cdot dz$$

stellt dann — da das Potential vom lastfreien Zustand gerechnet wurde — die potentielle Energie des Systems vor Beginn des Kippens dar.

5. Die Lösung für den Fall der Einzellast in Feldmitte

5.1 Ermittlung des Drehwinkels

Für die Belastung mit den Komponenten P_x und P_y in Balkenmitte wird die Gleichung (13) nach Weglassen der von φ unabhängigen Werte durch folgende Gleichung ersetzt:

$$\begin{aligned} \Pi &= \frac{1}{2} \int \left\{ EJ_{\omega} \varphi'^2 + (GJ_d + \beta M_x) \varphi'^2 - \frac{M_x^2}{EJ_y} \varphi^2 \right. \\ &\quad - 2 \frac{M_x M_y}{EJ_y} \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) \varphi \\ &\quad \left. - \frac{1}{2} P_y a \varphi_0^2 - (P_x a + P_y e) \varphi_0 \right\} dz \quad (14) \end{aligned}$$

mit $M_x = \frac{1}{2} P_y z$ und $M_y = \frac{1}{2} P_x z$ für $0 < z < l/2$ und φ_0 als Drehwinkel in Balkenmitte. Hier wurden ferner $-M_y^2 \varphi^2 / EJ_x$ gegenüber $-M_x^2 \varphi^2 / EJ_y$ und $\frac{1}{2} P_x e \varphi_0^2$ gegenüber $-\frac{1}{2} P_y a \varphi_0^2$ als klein im Falle der Kranbahnträger gestrichen.

Für den Drehwinkel wird unter Berücksichtigung der Symmetrie zu $z = l/2$ folgender Sinusansatz gewählt:

$$\varphi = a_1 \sin \frac{\pi z}{l} + a_3 \sin \frac{3\pi z}{l} \quad (15)$$

so daß für $z = l/2$

$$\varphi_0 = a_1 - a_3 \quad (16)$$

ist.

Nach Einsetzen von (15) in (14) und nach Ermittlung der Integrale erhält man

$$\begin{aligned} \Pi &= \frac{1}{2} a_1^2 \left[\left(EJ_{\omega} \frac{\pi^2}{l^2} + GJ_d \right) \frac{\pi^2}{2l} + \left(\frac{\pi^2}{16} - \frac{1}{4} \right) \beta P_y \right. \\ &\quad - \frac{1}{16} \left(1 + \frac{1}{\pi^2} \right) \frac{P_y^2 l^3}{EJ_y} - P_y a \left. \right] \\ &\quad + a_1 a_3 \left[- \frac{3}{4} \beta P_y + \frac{5}{64 \pi^2} \cdot \frac{P_y^2 l^3}{EJ_y} + P_y a \right] \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &+ \frac{1}{2} a_3^2 \left[\left(9 E J_{\omega} \frac{\pi^2}{l^2} + G J_d \right) \frac{9 \pi^2}{2 l} + \left(\frac{9 \pi^2}{16} - \frac{1}{4} \right) \beta P_y \right. \\ &- \left. \frac{1}{16} \left(\frac{1}{6} + \frac{1}{9 \pi^2} \right) \frac{P_y^2 l^3}{E J_y} - P_y a \right] \\ &- a_1 \left[P_x a + P_y e + \frac{1}{2 \pi^2} \left(1 - \frac{2}{\pi} \right) \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) \frac{P_x P_y l^3}{E J_y} \right] \\ &+ a_3 \left[P_x a + P_y e + \frac{1}{18 \pi^2} \left(1 + \frac{2}{\pi} \right) \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) \frac{P_x P_y l^3}{E J_y} \right] \end{aligned} \quad (17)$$

Aus dem Prinzip vom stationären Wert der potentiellen Energie folgen die Bedingungen

$$\frac{\partial \Pi}{\partial a_1} = 0 \qquad \frac{\partial \Pi}{\partial a_3} = 0,$$

woraus sich zwei gewöhnliche nichthomogene Gleichungen zur Bestimmung der Koeffizienten a_1 und a_3 ergeben. Sie lauten

$$\left. \begin{aligned} A a_1 + B a_3 &= m \\ B a_1 + C a_3 &= n \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (18)$$

Hierbei bedeuten:

$$\left. \begin{aligned} A &= 4,935 \cdot \frac{1}{l} \left(E J_{\omega} \cdot \frac{\pi^2}{l^2} + G J_d \right) + 0,3669 \beta P_y \\ &\quad - 0,016749 \cdot \frac{P_y^2 l^3}{E J_y} - P_y a \\ B &= -0,7500 \beta P_y + 0,007916 \cdot \frac{P_y^2 l^3}{E J_y} + P_y a \\ C &= 44,413 \cdot \frac{1}{l} \left(E J_{\omega} \cdot \frac{9 \pi^2}{l^2} + G J_d \right) + 5,268 \beta P_y \\ &\quad - 0,01112 \cdot \frac{P_y^2 l^3}{E J_y} - P_y a \\ m &= P_x a + P_y e + 0,01841 \cdot \frac{P_x P_y l^3}{E J_y} \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) \\ n &= - \left[P_x a + P_y e + 0,00921 \cdot \frac{P_x P_y}{E J_y} \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) \right] \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

Mit den bekannten Werten A, B, C, m und n folgt aus (18)

$$a_1 = \frac{C m - B n}{A C - B^2} \qquad a_3 = \frac{A n - B m}{A C - B^2} \dots \dots (20)$$

Damit ist φ und φ_0 näherungsweise ermittelt.

Der dreigliedrige Ansatz in (15) würde eine etwas schärfere Genauigkeit ergeben — erkauft durch viel größeren Rechenaufwand. Vielmehr kann man sich auf das erste Glied in (15) beschränken, das die einfachere Formel

$$\varphi_0 = a_1 = \frac{m}{A} \dots \dots \dots (21)$$

mit A und m nach (19) liefert.

Die Gleichungen (18) und (19) liefern auch die Kipplast im Falle $P_x = e = 0$. Es ist dann $m = n = 0$ und die Gleichung (18) werden homogen.

Hinreichende Genauigkeit liefert der eingliedrige Sinusansatz. Aus der Bedingung $A = 0$ folgt die Bestimmungsgleichung für P_{kr}

$$\begin{aligned} &P_{kr}^2 + (59,70 - 21,90 \beta) \cdot \frac{E J_y}{l^3} P_{kr} \\ &- \left(2908 \cdot \frac{E J_{\omega}}{l^2} + 294,6 G J_d \right) \cdot \frac{E J_y}{l^4} = 0 \end{aligned} \quad (22)$$

Zur Abschätzung der Genauigkeit in Ermittlung von φ_0 nach dem zwei- oder eingliedrigen Sinusansatz wird die einfache Torsionsbelastung eines Balkens, wofür die strenge Lösung zum Vergleich bereitsteht, betrachtet. Für die Belastung mit einem Drehmoment in Feldmitte dürften die Unterschiede zwischen den genauen Werten φ_0 und φ_0'' und den nach der energetischen Methode mit dem Sinusansatz gewonnenen Werten in einem solchen Fall sogar größer sein als im Falle der gleichzeitigen Biegung und Torsion. Denn im letzteren Fall ist der Verlauf von φ , wie im nachfolgenden gezeigt wird, außer durch ein Einzelmoment in Feldmitte noch durch stetig verteilte Drehmomente aus den Ablenkungskräften bestimmt. Der dieser zusammengesetzten Belastung entsprechende Verlauf von φ nähert sich offensichtlich mehr einer Sinusoide als der Verlauf von φ unter dem Einzeldrehmoment allein.

Die Fehler in der Bestimmung von φ_0 und φ_0'' für die Torsionsbelastung hängen von dem Parameter

$$k l = l \sqrt{\frac{G J_d}{E J_{\omega}}}$$

ab. Sie betragen für den zweigliedrigen Sinusansatz für $kl = 1$: - 0,26 %, $kl = 5$: - 0,73 %, $kl = 10$: - 1,85 %, $kl = 15$: - 3,0 % und für den eingliedrigen Ansatz für $kl = 1$: - 1,6 %, $kl = 5$: - 4,0 %, $kl = 10$: - 7,8 % und $kl = 15$: - 10,4 %.

Der zweigliedrige Ansatz reicht praktisch für alle Fälle eines dünnwandigen Balkens aus; für kleinere kl -Werte kann auch der eingliedrige Ansatz genügen.

Dagegen ergeben sich für φ_0'' ganz erhebliche Unterschiede zwischen den exakten Werten und denen nach der energetischen Methode, so daß selbst der zweigliedrige Ansatz unzureichend ist.

In Bild 2 ist der exakte Verlauf von φ für den Fall der alleinigen Drehbelastung in Feldmitte für $kl = 1$ und $kl = 10$ (volle Linie) dargestellt. Für $kl = 10$ sind auch die Werte nach der energetischen

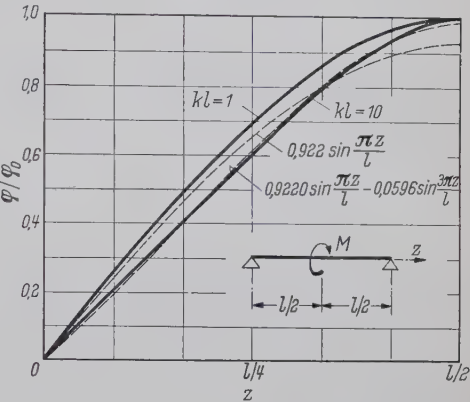


Bild 2. Verlauf des Drehwinkels φ für die Belastung mit einem Drehmoment in Balkenmitte; φ_0 Drehwinkel in Balkenmitte, Strichliert ist die erste und zweite Näherung für $kl = 10$ eingezeichnet

Methode mit dem zwei- oder eingliedrigem Sinusansatz strichliniert eingetragen. Der zweigliedrige Ansatz zeigt gute Übereinstimmung mit dem exakten Verlauf. Für $kl = 1$ sind die Unterschiede noch kleiner.

Der Verlauf der Näherungskurven veranschaulicht auch, warum die Unstimmigkeiten in φ_0'' bedeutend größer werden.

5.2 Bestimmung von φ_0''

Da die Berücksichtigung mehrerer Glieder im energetischen Verfahren sehr umständlich ist, wird hier auf die Gl. (3 a) zurückgegangen. Wie bereits hervorgehoben, ist sie mit der Gl. 3 gleichbedeutend, wenn in der letzten für m_{ζ} die äußeren Momente und die Momente, bedingt durch die Verformung, eingeführt werden.

Der Winkel φ wird somit im Falle der gleichzeitigen Biegung und Torsion durch das Einzeldrehmoment in $l/2$ gleich

$$M = P_x a + P_y e + P_y a \varphi_0 \dots \dots \dots (23)$$

und die stetig verteilten Drehmomente

$$m_{\zeta} = - M_x u'' + \beta M_x' \varphi' + \beta M_x \varphi'' \dots \dots \dots (24)$$

aus den Ablenkungskräften bestimmt. $M_y v''$ ist in (24) vernachlässigt.

Ist nun φ_0 bekannt, so kann auch der Beitrag von (23) zu φ_0'' ermittelt werden; man kann aber auch den Beitrag von (24) schätzen. Zur Berechnung beider Beiträge werden zunächst die Beziehungen der Wölbkrafttorsion dünnwandiger Stäbe wiedergegeben.

Für die Belastung mit dem Drehmoment in Feldmitte (Bild 3) gelten folgende Beziehungen.

für $0 < z < l/2$

$$\varphi = \frac{M'}{2 G J_d} \left(z - \frac{1}{k l} \cdot \frac{\sinh k z}{\cosh \frac{k l}{2}} \right)$$

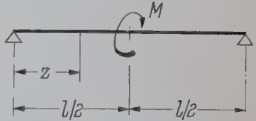


Bild 3. Einzeldrehmoment

und $z = l/2$

$$\varphi_0 = \frac{Ml}{4GJ_d} \left(1 - \frac{2}{kl} \tanh \frac{kl}{2}\right) \dots (25)$$

Weiterhin für $0 < z < l/2$

$$\varphi'' = -\frac{Mk}{2GJ_d} \cdot \frac{\sinh kz}{\cosh \frac{kl}{2}} \dots (26)$$

Nach Einsetzen von (23) für M in (26) (mit $z = l/2$) ergibt sich für den Beitrag der Einzelbelastung

$$\varphi_{0(1)} = -\frac{(P_x + P_y \varphi_0) a + P_y e}{2GJ_d} k \cdot \tanh \frac{kl}{2} \dots (27)$$

Der Beitrag der Momente nach (24) wird zunächst für den doppelt-symmetrischen Querschnitt ($\beta = 0$), nämlich für $m_z^s = -M_x u''$ ermittelt. Der Verlauf von M_x und $u'' = -(M_y + M_x \varphi)/EJ_y$ ist in Bild 4 a gezeigt. In jeder Balkenhälfte verläuft M_y gerad-

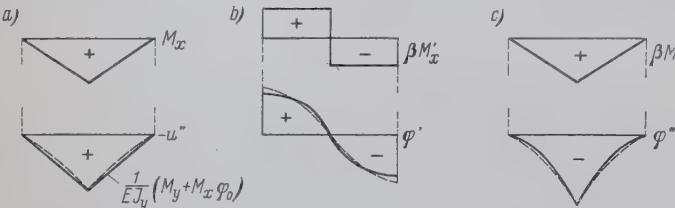


Bild 4. Verlauf von $-u''$, φ' , φ'' sowie M_x und M_x' für den Fall der Einzellast in Balkenmitte. Die zur angenäherten Ermittlung von φ_0' zugrunde gelegten Werte sind voll ausgezogen

linig und $M_x \varphi$ etwas unter der Geraden $M_x \varphi_0$. Wird die letzte in Rechnung gestellt, so verläuft auch u'' geradlinig und m_z^s nach einer quadratischen Parabel:

$$m_z^s = M_x \cdot \frac{M_y + M_x \varphi}{EJ_y} \approx \frac{1}{4} \cdot \frac{P_y (P_x + P_y \varphi_0)}{EJ_y} x^2 \quad (28)$$

gültig für $0 < z < l/2$.

Nun wird φ_0'' mit Hilfe der Einflußlinie dieses Wertes, die mit (26) für $M = 1$ identisch ist, berechnet. In Bild 5 ist der Verlauf

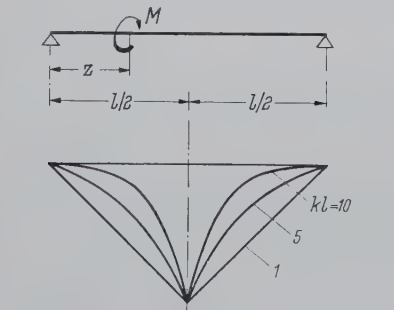


Bild 5. Vergleich der Abklingung der Einflußlinien für φ_0'' für die Belastung mit Einzeldrehmoment

dieser Einflußlinie für einige kl , bezogen auf den Wert in Feldmitte, dargestellt.

Der Beitrag der Momente $m_z^s = -M_x u''$ zu φ_0'' folgt aus dem Integral

$$2 \int_0^{l/2} m_z^s \varphi'' dz \dots (29)$$

Nach Einsetzen von (28) und (26) mit $M = 1$ ergibt sich hieraus der zweite Beitrag

$$\varphi_{0(2)}'' = -\frac{P_y (P_x + P_y \varphi_0) l^2}{4EJ_y GJ_d} \eta_1 \dots (30)$$

mit

$$\eta_1 = \frac{1}{4} - \frac{1}{kl} \tanh \frac{kl}{2} + \frac{2}{(kl)^2} \left(1 - \frac{1}{\cosh \frac{kl}{2}}\right) \dots (31)$$

Da m_z^s etwas überschätzt wurde, fällt auch η_1 und $\varphi_{0(2)}''$ etwas zu hoch aus. Das Endresultat in Spannungen bleibt also auf der sicheren Seite.

Durch Addieren von (27) und (30) wird φ_0'' für den doppelt-symmetrischen Querschnitt bestimmt:

$$\varphi_0'' = -\frac{P_y}{2GJ_d l} \left\{ \left(\frac{P_x}{P_y} + \varphi_0 \right) a + e \right\} kl \cdot \tanh \frac{kl}{2} + \frac{\eta_1 l^3}{2EJ_y} (P_x + P_y \varphi_0) \quad (32)$$

Neben dem in 5.1 ermittelten Wert φ_0 ist hier η_1 durch (31) gegeben. η_1 -Werte sind für einige Parameter kl in der Tafel 1 zusammen gestellt, sie können auch Bild 6 entnommen werden.

Wie eine Nachprüfung zeigt, wird der zweite Beitrag mit η_1 für mittlere kl -Werte weniger als um 3% überschätzt, was im Endresultat mit dem Spannungsnachweis gemäß (5) einen noch kleineren Fehler ausmacht.

Tafel 1. Hilfswerte η_1 gemäß Gleichung (31) (s. Bild 6)

kl	η_1	kl	η_1	kl	η_1	kl	η_1
0,2	0,00045	1,2	0,01976	2,5	0,0612	7	0,1458
0,4	0,00250	1,4	0,02576	3	0,0760	8	0,1552
0,6	0,00544	1,6	0,03208	4	0,1008	9	0,1631
0,8	0,00941	1,8	0,03861	5	0,1196	10	0,1697
1,0	0,01424	2,0	0,04518	6	0,1342	12	0,1795

Für den einfach-symmetrischen Querschnitt ist gemäß (24) zusätzlich noch der Beitrag von $m_z^s = \beta M_x' \varphi' + \beta M_x \varphi''$ zu ermitteln. Das erste Glied ist für die Querschnittsanordnung nach Bild 1 positiv und vergrößert die Krümmung $|\varphi_0''|$, während das zweite Glied negativ ist und entgegengesetzt wirkt.

Beide Beiträge sollen näherungsweise derart bestimmt werden, daß das Endresultat auf der sicheren Seite liegt. Es wird der Fall sein, wenn der erste positive Beitrag etwas überschätzt wird und der zweite negative Beitrag etwas zu klein ausfällt. Es liegt die Annahme nahe, daß der Verlauf von φ' und φ'' dem Verlauf dieser Werte bei Belastung allein durch Einzeldrehmoment in der Balkenmitte affin ist. Wie Bild 4 b und c veranschaulichen, ist die obige Forderung erfüllt, denn der angenommene Wert φ' liegt im Mittelbereich über dem wirklichen Wert und φ'' wurde zu klein eingeschätzt (angenommene Werte sind voll ausgezogen).

Auf analoge Weise wie bei Bestimmung von (32) erhält man für den einfach-symmetrischen Querschnitt

$$\varphi_0'' = -\frac{1}{1 + \frac{\eta_3 \beta P_y}{8GJ_d k}} \cdot \frac{P_y}{2GJ_d l} \left\{ \left(\frac{P_x}{P_y} - \varphi_0 \right) a + e \right\} \times kl \cdot \tanh \frac{kl}{2} + \frac{\eta_1 l^3}{2EJ_y} (P_x + P_y \varphi_0) + 2 \eta_2 \beta \varphi_0 \quad (33)$$

wo neben dem bekannten Wert φ_0 die Hilfswerte η_1 , η_2 und η_3 vorkommen. Diese sind in Bild 6 zur praktischen Berechnung dargestellt.

Die Genauigkeit der Glieder mit η_2 und η_3 in der Gleichung (33) ist auf einfache Weise schwer einzuschätzen, da der Verlauf von φ' und φ'' mehr schwanken kann als der Verlauf von φ . Zahlenbeispiel 3 unter 9. erlaubt den Vergleich mit der Berechnung nach [10].

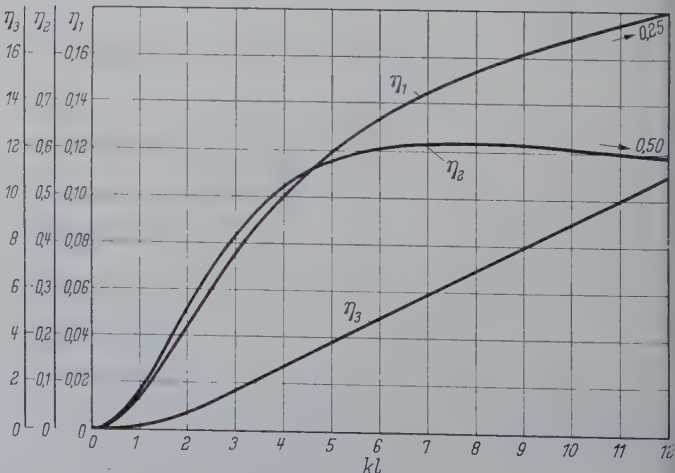


Bild 6. Hilfswerte η_1 , η_2 und η_3 zur Ermittlung von φ_0'' gemäß Gleichung (33) für den Fall der Einzellast in Balkenmitte

In der praktischen Berechnung ist zweifellos eine kürzere Formel als die Gleichung (33) erwünscht. Nimmt man von Anfang an an, daß φ'' affin ist zu φ'' bei allein wirkender Torsionslast in Feldmitte, so ergibt sich aus (26) mit (25) für $z = l/2$ φ'' , ausgedrückt durch φ_0 und kl :

$$\varphi_0'' = - \frac{2k}{l} \cdot \frac{\tanh \frac{kl}{2}}{1 - \frac{2}{kl} \tanh \frac{kl}{2}} \cdot \varphi_0 \dots (34)$$

Diese Formel dürfte in der Regel die Werte auf der sicheren Seite liefern und die genauere Formel (33) ersetzen.

5. Der Fall von zwei symmetrisch zur Balkenmitte liegenden Einzel-lasten

Zwei Lasten $\frac{1}{2} P_y$ (z. B. Raddrücke einer Kranbrücke, mit zu-gehörigen Horizontalkomponenten $\frac{1}{2} P_x$ wirken symmetrisch zur Balkenmitte (vgl. Bild 7).

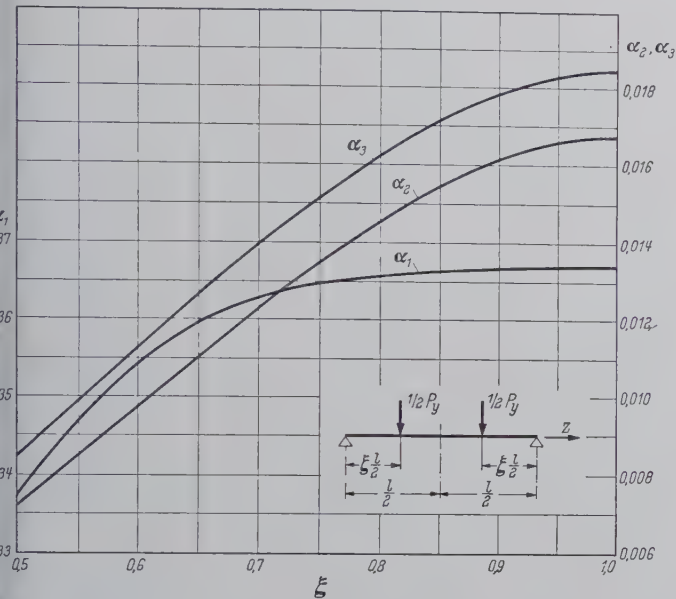


Bild 7. Hilfswerte α_1 , α_2 und α_3 zur Bestimmung von φ_0 gemäß Gleichung (21) mit (35) für den Fall von zwei symmetrisch zur Balkenmitte wirkenden Einzel-lasten

Der Drehwinkel φ_0 in Balkenmitte wird genügend genau unter Annahme des eingliedrigen Sinusansatzes für φ gewonnen. Die Werte A und m in (21) betragen für diesen Belastungsfall

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{4,935}{l} \left(EJ_\omega \frac{\pi^2}{l^2} + GJ_d \right) + \alpha_1 \beta P_y - \alpha_2 \cdot \frac{P_y^2 l^3}{EJ_y} \\ &\quad - \sin^2 \frac{\pi \xi}{2} \cdot P_y a, \\ m &= \alpha_3 \cdot \frac{P_y P_x l^3}{EJ_y} \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) + \sin \frac{\pi \xi}{2} \cdot P_x a, \end{aligned} \right\} (35)$$

mit den Hilfswerten

$$\left. \begin{aligned} \alpha_1 &= \frac{\pi^2}{16} \xi^2 + \frac{1}{8} \left[(\cos \pi \xi - 1) + \pi \xi \sin \pi \xi \right] \\ &\quad + \frac{\pi^2}{8} \xi \left(1 - \xi - \frac{1}{\pi} \sin \pi \xi \right), \\ \alpha_2 &= \frac{\xi^3}{96} - \frac{1}{16 \pi^2} \left[\xi \cos \pi \xi + \left(\frac{\pi}{2} \xi^2 - \frac{1}{\pi} \right) \sin \pi \xi \right] \\ &\quad + \frac{\xi^2}{32} \left(1 - \xi + \frac{1}{\pi} \sin \pi \xi \right), \\ \alpha_3 &= \frac{\xi}{2 \pi^2} \sin \frac{\pi \xi}{2} - \frac{1}{\pi^3} \left[\left(\frac{\pi^2}{8} \xi^2 - 1 \right) \cos \frac{\pi \xi}{2} + 1 \right] \\ &\quad + \frac{\xi^2}{8 \pi} \cos \frac{\pi \xi}{2}, \end{aligned} \right\} (36)$$

Die von der Lage der Lastquerschnitte $z = \xi l/2$ abhängen. Für ξ von 0,5 bis 1 sind die Werte nach (36) in der Tafel 2 und in Bild 7 dargestellt. Für $\xi = 1$ erhält man für A und m dieselben Ausdrücke wie in (19).

T a f e l 2. Hilfswerte α_1 , α_2 und α_3 gemäß Gleichung (36) (s. Bild 7)

ξ	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1
α_1	0,3376	0,3545	0,3629	0,3661	0,3668	0,3669
$100 \alpha_2$	0,722	0,984	1,240	1,462	1,616	1,675
$100 \alpha_3$	0,846	1,130	1,399	1,626	1,783	1,841

Die Bedingung $A = 0$ liefert die Bestimmungsgleichung für die kritische Gesamtlast $P_{kr} = P_y$ (Summe beider Einzellasten)

$$\begin{aligned} P_{kr}^2 + \frac{1}{\alpha_2} \left(a \sin^2 \frac{\pi \xi}{2} - \alpha_1 \beta \right) \frac{EJ_y}{l^3} P_{kr} \\ - \frac{4,935}{\alpha_3} \left(EJ_\omega \cdot \frac{\pi^2}{l^2} + GJ_d \right) \frac{EJ_y}{l^4} = 0. \end{aligned}$$

Für die zweite Ableitung von φ ergibt sich gemäß dem ein-gliedrigen Sinusansatz

$$\varphi'' = - \varphi_0 \cdot \frac{\pi^2}{l^2} \sin \frac{\pi z}{l} \dots (37)$$

Die Gleichung (37) dürfte für weiter auseinander liegende Lasten Werte auf der sicheren Seite liefern.

Für engeren Abstand beider Lasten kann man wie unter 5.2 an-nehmen, daß der Verlauf von φ'' im mittleren Balkenteil angenähert affin ist zu φ'' bei allein wirkender Torsionsbelastung. Es ergibt sich für den Mittelquerschnitt

$$\varphi_0'' = - \varphi_0 \cdot \frac{k^2}{\frac{\pi^2}{2} \cdot \frac{\cosh \frac{kl}{2}}{\sinh \frac{\xi}{2}} - 1} \dots (38)$$

Die Gleichung (38) soll maßgebend sein, sobald sie größere Absolutwerte liefert als die Gleichung (37).

Die Spannungen wird man zweckmäßig sowohl im Mittel- als auch im Lastquerschnitt nachweisen.

7. Sinusförmige Belastung

Sinusförmig verteilte Belastung kann bei Berechnung von φ und φ'' zugrunde gelegt werden, wenn mehrere Lasten vorliegen, z. B. vier Raddrücke von zwei Kranbrücken (Bild 8).

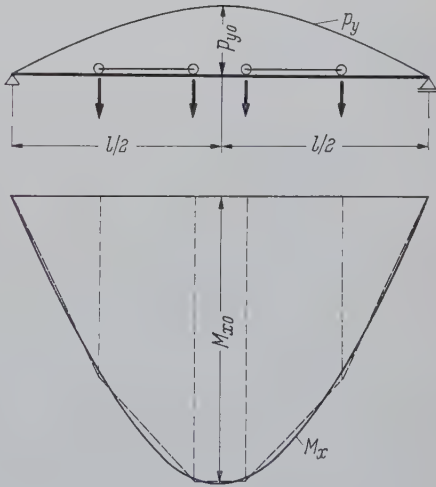


Bild 8. Sinusförmig verteilte Belastung als Ersatzbelastung für mehrere Einzellasten

Der Momentenverlauf von M_x und M_y kann sodann näherungs-weise, etwa auf Grund der Gleichheit entsprechender Momenten-flächen, durch

$$\left. \begin{aligned} M_x &= M_{x0} \sin \frac{\pi z}{l}, & M_y &= M_{y0} \sin \frac{\pi z}{l} \\ \text{mit} & & P_{y0} &= \frac{\pi^2}{l^3} M_{x0}, & P_{x0} &= \frac{\pi^2}{l^2} M_{y0} \end{aligned} \right\} \dots (39)$$

ersetzt werden. Die Werte in (39) mit dem Index 0 beziehen sich auf den Mittelquerschnitt.

Mit dem Ansatz $\varphi = \varphi_0 \sin \pi z/l$ erhält man für A und m in (21)

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{4,935}{l} - \left(EJ_{\omega} \cdot \frac{\pi^2}{l} + GJ_d \right) + 0,6667 \cdot \frac{\beta M_{x0}}{l} \\ &\quad - 0,375 \cdot \frac{M_{x0}^2 l}{EJ_y} - 4,189 \cdot \frac{M_{x0} a}{l} \\ m &= 0,4244 \cdot \frac{M_{x0} M_{y0} l}{EJ_y} \left(1 - \frac{J_y}{J_x} \right) - 4,935 \cdot \frac{M_{y0} a}{l} \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

Für φ'' gilt mit besserer Genauigkeit als unter 6. die Gleichung (37). Wohlgermerkt, der eingliedrige Sinusansatz ergibt für allein wirkende sinusförmige Torsionsbelastung die strenge Lösung für φ und φ'' .

Die Bedingung $A = 0$ ergibt die Bestimmungsgleichung für $M_{kr} = M_{x0}$:

$$M_{kr}^2 + (11,17 a - 1,778 \beta) \frac{EJ_y}{l^2} M_{kr} - \left(129,9 EJ_{\omega} \frac{1}{l^2} + 13,16 GJ_d \right) \frac{EJ_y}{l^2} = 0.$$

8. Vergleich mit der üblichen Berechnung

Die Kippsicherheit eines Balkens unter lotrechter Belastung wird üblicherweise durch den Nachweis

$$|\bar{\sigma}| < |\sigma_{kr}|$$

erbracht. Hierbei bedeutet $\bar{\sigma} = -M_x y/J_x$ die Biegespannung in einer Randfaser aus der ν -fachen Gebrauchslast, ν ist der geforderte Sicherheitsfaktor, und σ_{kr} ist die der kritischen Last zugeordnete Spannung in derselben Faser. Dieser Nachweis kann auch folgendermaßen geschrieben werden:

$$|\sigma| = |\bar{\sigma}| < \sigma_{pl} \quad (41)$$

σ_{pl} ist hier die Fließgrenze und

$$\kappa = \frac{\sigma_{pl}}{|\sigma_{kr}|} \quad (42)$$

ist ein Vergrößerungsfaktor. Wird die für den unbeschränkt elastischen Bereich berechnete Spannung $|\sigma_{kr}|$ größer als die Proportionalitätsgrenze σ_{prop} , so ist an Stelle von σ_{kr} der Wert $\sigma_{kr} = (E_t/E) \sigma_{kr}$ zu setzen, wo E_t den der Eulerschen Spannung $|\sigma_{kr}| > \sigma_{prop}$ zugeordneten Tangentenmodul bedeutet.

Ist nun aber eine horizontale Last vorhanden, so wird üblicherweise die Spannung aus dieser ν -fachen Belastung mit der Spannung nach (41) überlagert. Dadurch entsteht an Stelle der richtigen Gleichung (5) die Formel

$$\sigma = - \frac{M_x \kappa}{J_x} y + \frac{M_y}{J_y} x - E \varphi'' \omega \quad \text{mit } |\sigma| < \sigma_{pl} \quad (43)$$

Neben den Momenten M_x und M_y aus ν -facher Belastung muß noch im allgemeinen Fall φ'' bekannt sein.

Zum Beispiel für die Belastung in Feldmitte gilt für eine Randfaser

$$\sigma_{kr} = - \frac{P_{kr} l}{4 J_x} y \quad (44)$$

P_{kr} ist hier aus der Gleichung (22) zu ermitteln.

Die Unterschiede in Ergebnissen nach diesem Verfahren und der prinzipiell richtigen Berechnung gemäß Gleichung (5) gehen aus nachfolgenden Zahlenbeispielen hervor.

Hier sei darauf hingewiesen, daß dieses übliche Verfahren — will man es folgerichtig anwenden — eigentlich auf die oben dargestellte Theorie zurückgreifen muß. Wie bereits gezeigt, ist zur Bestimmung des κ -Faktors in (43) die Kenntnis der Spannung σ_{kr} und der Kipplast nötig, die am einfachsten nach der energetischen Methode berechnet wird. Die etwa mögliche schnellere Bestimmung von κ z. B. auf Grund des Kippmomentes bei Belastung eines doppelt-symmetrischen I-Balkens mit gegengleichen Randmomenten läßt meistens die Berücksichtigung der Lage des Lastangriffpunktes und der Asymmetrie des Querschnittes nicht zu.

9. Berechnungsbeispiele

In nachfolgenden Beispielen wird nur der Fall einer Last in Balkenmitte betrachtet.

Beispiel 1

Gegeben ist der Balken IP 85 (Bild 9) mit der Spannweite = 14 m. Die ν -fache Belastung beträgt

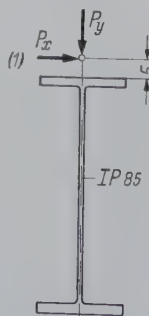


Bild 9. Zahlenbeispiel 1

$P_y = 22,6 \text{ t}$, $P_x = 1,85 \text{ t}$. Für den Stahl wird $E = 2,1 \cdot 10^6$ und $G = 0,81 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$ angenommen. Für das Profil IP 85 ist

$$EJ_y = 342 \cdot 10^8, GJ_d = 1035 \cdot 10^6, EJ_{\omega} = 56,7 \cdot 10^{12}$$
$$k = \sqrt{GJ_d/EJ_{\omega}} = 0,00427 \text{ cm}^{-1}.$$

Alle Werte werden in kg und cm angegeben.

Ferner ist $a = 47,5$, $e = 0$ und für den Randpunkt 1: $x = -15$, $y = 42,5$ und $\omega = -610 \text{ cm}^2$.

a) Genauere Berechnung. Gemäß (19) und (20) mit $\beta = 0$:

$$A = 2894 \cdot 10^3, B = 1398 \cdot 10^3, C = -112\,820 \cdot 10^3$$
$$m = 147,36 \cdot 10^3, n = -117,63 \cdot 10^3$$
$$a_1 = 0,05173, a_2 = -0,00104$$

und gemäß (16)

$$\varphi_0 = 0,0528$$

Für $kl = 5,97$ ist $\eta_1 = 0,134$ und $\tanh \frac{kl}{2} = 0,995$. Gemäß (30)

$$\varphi_0'' = -4,25 \cdot 10^{-7}$$

Die Gleichung (5) liefert für den Punkt 1 (Druck wird als negativ bezeichnet)

$$\sigma = -757 - 982 - 545 = -2284 \quad (|\sigma| < \sigma_{kr})$$

Dieses Beispiel wurde in der Arbeit [9] durchgerechnet. Mit Hilfe von sechs Beiwerten aus entsprechenden Diagrammen ist in [9] $\varphi_0 = 0,0542$ und $\varphi_0'' = -4,24 \cdot 10^{-7}$ mit der Gesamtspannung $\sigma = -757 - 991 - 543 = -2291$ erhalten. Die Unterschiede sind sehr klein.

b) Erste Näherung. Mit $A = 2894 \cdot 10^3$ und $m = 147,4 \cdot 10^3$ folgt aus (21) $\varphi_0 = 0,0510$ ($-3,4\%$), und aus (34) $\varphi_0'' = -4,63 \cdot 10^{-7}$ ($+9\%$).

Gemäß (5) $\sigma = -757 - 970 - 593 = -2320$ ($+1,6\%$)

In Klammern sind die Unterschiede gegenüber der genaueren Berechnung unter a) angegeben.

c) Übliche Berechnung. Gemäß (22) ist $P_{kr} = 43\,770$, gemäß (44) mit $J_x = 443\,900$ ist $|\sigma_{kr}| = 1465$ und man erhält aus (42) mit $\sigma_{pl} = 2400$ die Zahl $\kappa = 1,64$.

Für $M = P_x a = 87\,880$ ist gemäß (26) mit $z = l/2$ $\varphi_0'' = -1,81 \cdot 10^{-7}$ und nach (43)

$$\sigma = -1241 - 597 - 231 = -2069 \quad (-9,4\%).$$

Dagegen wird für $\sigma_{pl} = 2600$ mit $\kappa = 1,77$

$$\sigma = -1340 - 597 - 231 = -2168 \quad (-5,1\%).$$

Für das Material mit höherer Fließgrenze werden bei gleichem Sicherheitsfaktor und gleicher Belastung die Unterschiede kleiner.

In Bild 10 ist die Abhängigkeit zwischen φ_0 und der Belastung dargestellt. Die voll ausgezogene Linie gilt für gleichzeitiges Anwachsen von P_x und P_y mit $P_x/P_y = \text{konstant}$, die Strichlinie für anwachsendes P_x mit konstantem $P_y = 22,6 \text{ t}$. Im ersten Fall wächst die Verformung schneller als die Belastung. Das spricht gerade für die Zweckmäßigkeit des Spannungsnachweises gemäß (5) für die ν -fache Belastung. Für $P_y = P_{kr}$ wird φ_0 unendlich. Im zweiten Fall ist die Abhängigkeit (wegen Vernachlässigung des Gliedes $-M_y \varphi^2/EJ_x$ in (14), vgl. mit (13)) linear, ähnlich wie bei Beanspruchung eines Stabes auf Biegung unter konstantem Druck.

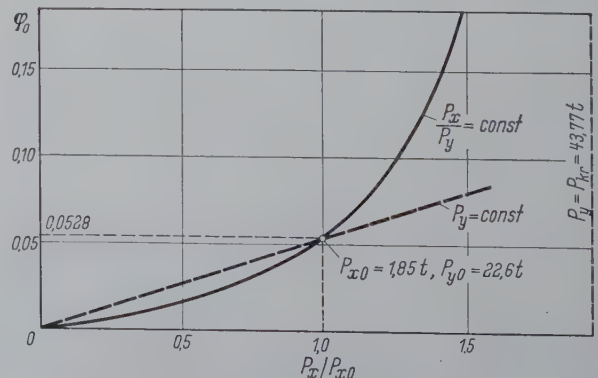


Bild 10. Verlauf des Drehwinkels φ_0 in Abhängigkeit von der Belastung für Beispiel 1

Beispiel 2

Gegeben: Balken IP 50, $l = 10\text{ m}$, $P_y = 25,5\text{ t}$, $P_x = 2,14\text{ t}$, $i = 30\text{ cm}$, $e = 0$.

Die Gleichung (5) liefert nach der genaueren Berechnung und nach der ersten Näherung

$$\sigma = -1413 - 895 - 544 = -2852 \quad (|\sigma| > \sigma_{pl}),$$

$$\sigma = -1413 - 882 - 571 = -2866 \quad (+0,5\text{ ‰}),$$

während die übliche Berechnung mit $|\sigma_{kr}| = 3090$ und $|\sigma_{kr}^*| = 2220$ für $\sigma_{pl} = 2400$ ergibt:

$$\sigma = -1526 - 593 - 269 = -2388 \quad (-16,3\text{ ‰})$$

Beispiel 3

Für den einfach-symmetrischen Querschnitt (Bild 11) und $P_y = 8,5\text{ t}$, $P_x = 0,65\text{ t}$, $a = 22,1\text{ cm}$, $e = 0$, $l = 14\text{ m}$ wird berechnet:



Bild 11. Zahlenbeispiel 3

$$EJ_y = 106,3 \cdot 10^8, \quad GJ_d = 124,0 \cdot 10^6, \quad EJ_\omega = 10,50 \cdot 10^{12}, \\ k = 0,00344, \quad y_0 = 30,99, \quad \beta = 72,81, \\ x = -15, \quad y = 43,1, \quad \omega = -166,5.$$

a) Unter Beschränkung auf den eingliedrigen Sinusansatz ergibt sich mit $A = 350 \cdot 10^3$ und $m = 40,2 \cdot 10^3$

$$\varphi_0 = 0,115.$$

Gemäß (33) mit $\eta_1 = 0,116$, $\eta_2 = 0,567$ und $\eta_3 = 3,64$ für $k \cdot l = 4,81$ folgt

$$\varphi_0'' = \frac{1}{1 + 0,662} 2,45 \cdot 10^{-8} \{-19,95 - 24,3 - 9,45\} = -7,90 \cdot 10^{-7}$$

und aus (5)

$$\sigma = -432 - 1688 - 276 = -2396 \quad (|\sigma| < \sigma_{pl}).$$

b) Mit $\varphi_0 = 0,115$ wie unter a) und $\varphi_0'' = -9,4 \cdot 10^{-7}$ gemäß (34) folgt aus (5)

$$\sigma = -432 - 1688 - 328 = -2448 \quad (+2,2\text{ ‰}).$$

c) Nach üblicher Berechnung mit $|\sigma_{kr}| = 638$, $\sigma_{pl} = 2400$, $k = 3,76$ und $\varphi_0'' = -1,95 \cdot 10^{-7}$ ergibt sich gemäß (43)

$$\sigma = -1624 - 675 - 68 = -2367 \quad (-1,2\text{ ‰}).$$

In diesem Beispiel liefert die übliche Berechnung einen kleinen Unterschied im Endresultat.

Der in diesem Beispiel zugrunde gelegte Querschnitt nach Bild 11 ist affin zum Querschnitt, der in der Arbeit [10] bei Ermittlung der Hilfswerte in den Endformeln für φ_0 und φ_0'' zugrunde lag. Nach [10] erhält man für dieses Beispiel mit etwas ungenauer Ablesung der Hilfswerte φ_0 um 1,5 ‰ größer und $|\varphi_0''|$ um 4 ‰ kleiner gegenüber den Werten unter a).

10. Schlußfolgerungen

Das betrachtete Problem ist von Bedeutung beim Entwurf der Kranbahnträger und ähnlicher Konstruktionen mit schlanken, dünnwandigen Balken.

Der Spannungsnachweis erfolgt gemäß (5) mit der Bedingung $|\sigma| < \sigma_{pl}$. In praktischen Berechnungen erscheint es angebracht, für φ_0 in (5) die Formel (21) gemäß dem eingliedrigen Sinusansatz mit den zugehörigen Gleichungen (19), (35) oder (40) — je nach dem Belastungsfall — anzuwenden. Wegen der Schwierigkeit einer genauen Bestimmung von φ_0'' können hierfür die einfachen Formeln (34), (37) oder (38) herangezogen werden. Der Spannungsnachweis bleibt in der Regel auf der sicheren Seite und wird kaum umständlicher als nach der üblichen Berechnung, wenn in der letzten die Art der Belastung und die Lage des Lastangriffspunktes im Querschnitt gebührende Berücksichtigung findet.

Wie aus den angeführten Beispielen hervorgeht, kann das übliche Verfahren unter Umständen zu einer Überschätzung des wirklichen Sicherheitsfaktors der Konstruktion führen. Es ist wohl in der Plastizierung des Querschnittes eine gewisse Tragreserve vorhanden, andererseits kann aber die maximale Spannung durch die etwa vorhandene und meistens vernachlässigte Exzentrizität der Hauptbelastung noch erhöht werden. Gefährliche Unstimmigkeiten sind allerdings nicht zu erwarten.

Schrifttum

- [1] Timoshenko, S. P.: Theory of Elastic Stability. New York, Mc Graw-Hill, 1936.
- [2] Wlasow, W. Z.: Dünnwandige elastische Stäbe (in russischer Sprache). Moskau, 1. Aufl. 1940, 2. Aufl. 1959.
- [3] Bleich, F.: Buckling Strength of Metal Structures. New York, Mc Graw-Hill, 1952.
- [4] Kollbrunner, C. F. und Meister, M.: Knicken. Berlin, Springer-Verlag, 1955.
- [5] Bürgermeister, G. und Steup, H.: Stabilitätstheorie I. Berlin, Akademie-Verlag, 1957.
- [6] Meissner, F.: Einige Auswertungsergebnisse der Kipptheorie einfachsymmetrischer Balkenträger. Stahlbau 24 (1955) H. 5, S. 110.
- [7] Witte, H.: Die Kippstabilität querbelasteter Druckstäbe mit einfachsymmetrischem Querschnitt. Stahlbau 26 (1957) H. 12, S. 380.
- [8] Broude, B. M.: Stabilität der leicht gekrümmten und exzentrisch belasteten I-Balken. Sammlung: Berechnung räumlicher Tragwerke (in russischer Sprache) unter Redaktion von A. A. Umanskij. Moskau 1953.
- [9] Pettersson, O.: Combined Bending and Torsion of Simply Supported Beams of Bissymmetrical Cross Section. Trans. Royal Inst. of Technology, Stockholm, Nr. 29 (1949).
- [10] Pettersson, O.: Combined Bending and Torsion of I-Beams of Monosymmetrical Cross Section. Div. Building Statics, Royal Inst. of Technology, Stockholm, Bull. Nr. 10 (1952).

Der U-förmige Ringträger als Bauelement für Großgeräte des Braunkohlenbergbaus, vereinfachtes Verfahren zur Bestimmung von Schnittkräften und Formänderungen

Von Dr.-Ing. Max Meyer, Neuss/Rhein

DK 624.072.7 : 621.87

1. Einleitung

Als Stützkonstruktion der schwenkbaren Gerüste von Großbaggern und Großabsetzern zur Gewinnung von Braunkohle und Abraum wird häufig ein U-förmiger, nach innen offener Ringträger verwendet, welcher über drei oder mehr radial verlaufende Stützarme statisch bestimmt auf Raupen- oder Gleisfahrwerke abgestützt ist.

Bild 1 zeigt die Ausführung eines dieser Ringträger mit 4 Stützarmen. Hierbei sind zwei hydraulisch zum dritten Stützpunkt zusammengefaßt. Die Übertragung der Kräfte aus den schwenkbaren Gerüsten erfolgt entweder statisch bestimmt, mechanisch oder hydraulisch, über drei Fahrwerksgruppen oder hochgradig statisch unbestimmt über Kugel- oder Rollenkränze. Dabei ist im unteren Teil des oberen Schwenkgerüstes ebenfalls ein U-förmiger Ring-

träger angeordnet. Da die Druckverteilung in diesen Drehverbindungen eine Funktion des elastischen Verhaltens von Oberring, Unter-ring und elastischem Zwischenmittel ist, welche theoretisch aus dem Minimum der Formänderungsenergie errechnet werden müßte, werden in der Praxis vereinfachte Annahmen über die Druckverteilung meist in Form von Kreisfunktionen gemacht.

Die Berechnung U-förmiger Ringträger ist bekannt. Sie wurde Anfang der 30iger Jahre auf dem Umweg über das Raumbachwerk entwickelt [1], wobei nach einer grundlegenden Arbeit von Klemmt [2] ein Membranspannungszustand angenommen und nur Schubkräfte zwischen Zylindermantel und den versteifenden Ringscheiben übertragen werden, sodaß die Berechnung in einer für die Praxis brauchbaren Form mit Hilfe von Kantenkräften erfolgen kann.



Bild 1. Aufnahme eines Ringträgers in der Fertigung¹⁾

Weitere Beiträge sind in Arbeiten von Kurth [3] und Hemmleb [4] enthalten.

Da der oben beschriebene, als Unterbau schwenkbarer Gerüste von Großbaggern und Großabsetzern häufig verwendete Ringträger nur in Bezug auf Durchmesser, Höhe und Ausbildung der Stützarme bestimmten Größenveränderungen unterliegt, werden, um den außerordentlich umfangreichen Rechnungsgang abzukürzen, die Schnittkräfte und die Formänderungsgrößen in geschlossener mathematischer Form angegeben. Durch die Behandlung der Aufgabe in algebraischer Form kann der Einfluß der geometrischen Größen r_a , r , c und h einzeln verfolgt werden und es können u. U. Schlüsse auf die wirtschaftlichste Bauform gezogen werden. Es ergibt sich außerdem, daß sich die Gleichungen der Schnittkräfte und der Biegelinien sowohl für ruhende Belastung als auch Wanderlasten in von den geometrischen Größen abhängige Formgrößen und in unabhängige trigonometrische Glieder aufspalten lassen. Sämtliche Schnittkräfte und Formänderungen können also durch eine allgemein gültige Grundgleichung von der Form

$$\eta = \sum a_i \cdot k_i, \dots \dots \dots (1)$$

beschrieben werden.

In den Formgrößen a_i sind die Hauptabmessungen des Tragwerks r_a , r , c und h enthalten, die Ausdrücke k_i sind trigonometrische Funktionen des Schnittwinkels ϑ und des Lastwinkels φ . Letztere sind unabhängig von der Form des Tragwerks und können nach Art der Angerschen Tafeln in Tabellenform angegeben werden. Sofern eine elektronische Auswertung der Grundgleichung (1) vorgenommen wird, ist es zweckmäßig, die Bemessung der Ringscheiben mit Hilfe von Kernpunktmomenten durchzuführen.

Wie aus den Kurventafeln der Bilder 2 und 13 zu ersehen ist, zeigen sowohl die Schnittkräfte als auch die Formänderungen eine starke Abhängigkeit vom Verhältnis des Zylindermantelhalbmessers r_a zum Schwerlinienhalbmesser der Ringscheiben r . Diese Erscheinung ist aus der Theorie der Drillung bekannt und hat dort ihre Begründung in der Lage des Schubmittelpunktes des C-Profiles²⁾. In

Bild 2 ist neben den Biegemomenten für $\vartheta = 0$ und $\vartheta = \frac{\pi}{4}$ unter gleichmäßig verteilter Belastung als Funktion von $r_a : r$ der Abstand $y_M^* = y_M - e_y$ des Schubmittelpunktes von der Stegmitte des C-Profiles nach Uebel [5] aufgetragen. Beide Werte zeigen in Abhängigkeit von $r_a : r$ dieselbe Charakteristik. Es läßt sich damit eine Beziehung zwischen der Drillung und der Berechnung von Ringträgern als zusammengesetzte Flächentragwerke unter Voraussetzung eines Membranspannungszustandes qualitativ nachweisen.

An zwei Beispielen wird an dem in Bild 2 dargestellten Ringträger mit 4 um 90° versetzten Stützarmen die Grundgleichung (1) abgeleitet, und zwar für das Biegemoment der oberen Ringscheibe bei gleichmäßig verteilter Belastung und für die Einflußlinie dieser Schnittkraft am Schnittwinkel $\vartheta = 0^\circ$. In gleicher Weise wurde für den Ringträger mit 3 um 120° versetzten Stützarmen die Gleichung der Verformung der Kugelbahnebene [Gleichung (4)] bei einer an-

¹⁾ Der Maschinenfabrik Buckau R. Wolf danke ich für die freundliche Überlassung dieses Werkfotos.

²⁾ Der Schriftleitung danke ich für den freundlichen Hinweis auf den Zusammenhang mit dem Schubmittelpunkt.

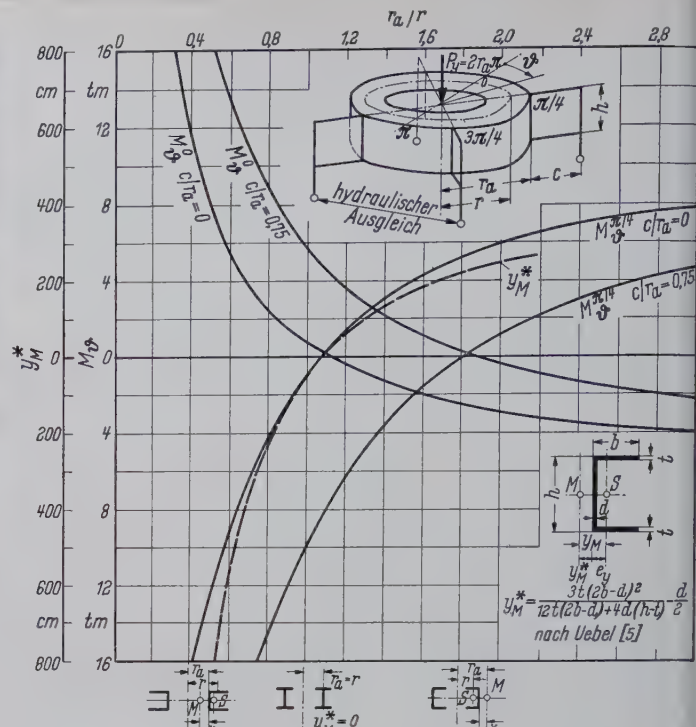


Bild 2. Biegemomente der oberen Ringscheibe für $\vartheta = 0^\circ$ und $\vartheta = \pi/4$ bei veränderlichem $r_a : r$ und Lage des Schubmittelpunktes beim parallelflanschigen C-Profil

genommenen Kugeldruckverteilung $p = p_0 (1 - \cos 3\varphi)$ bestimmt und die relativen Verformungen mit der entsprechenden Kugelumdrückung verglichen.

2. Ringträger mit gleichmäßig verteilter Belastung

2.1 Belastung

Stützkkräfte und äußere Kräfte:

$$P_y = 2 r_a \pi \quad C = \frac{r_a \pi}{2} \quad H = \frac{r_a \pi}{2} \cdot \frac{c}{h}$$

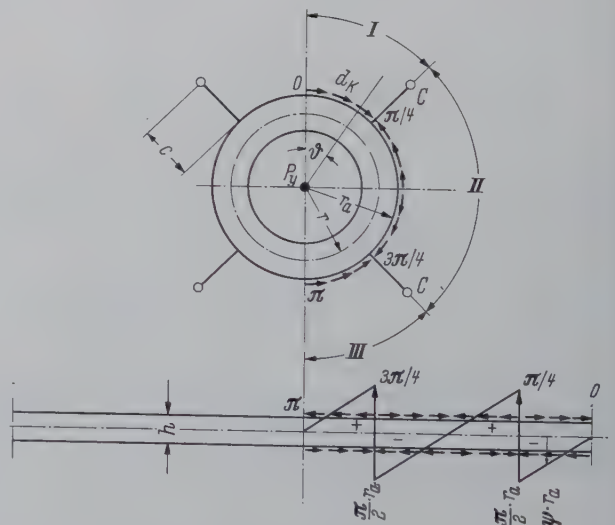


Bild 3. Querkraftverlauf im Zylindermantel

Querkräfte im Zylindermantel (Bild 3):

$$Q_I = r_a (+\psi) \quad Q_{II} = r_a \left(+\psi - \frac{\pi}{2} \right) \quad Q_{III} = r_a (+\psi - \pi)$$

Daraus ergeben sich die Kantenkräfte zu:

$$d_K = \frac{Q}{h} \cdot r_a \cdot d\psi$$

$$d_{KI} = \frac{r_a^2}{h} (+\psi) d\psi$$

$$d_{KII} = \frac{r_a^2}{h} \left(+\psi - \frac{\pi}{2} \right) d\psi$$

$$d_{KIII} = \frac{r_a^2}{h} (+\psi - \pi) d\psi$$

2 Schnittkräfte im statisch bestimmten Hauptsystem der oberen Ringscheibe (Biegemomente)

Nach den bekannten Regeln der Baustatik ergeben sich die Schnittkräfte an einem geschlossenen Ring wie folgt: Die überzähligen Größen werden im elastischen Schwerpunkt angesetzt (Bild 4).

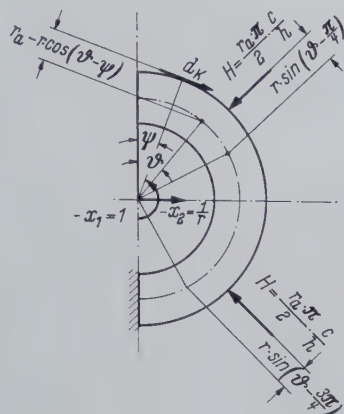


Bild 4. Äußere Kräfte an der oberen Ringscheibe

$$M \vartheta_0^I = - \int_0^{\vartheta} dK_I [r_a - r \cdot \cos(\vartheta - \psi)]$$

$$M \vartheta_0^I = \frac{r_a^3}{h} (-0,5 \vartheta^2) + \frac{r_a^2 \cdot r}{h} (1 - \cos \vartheta)$$

entsprechend ergibt sich:

$$M \vartheta_0^{II} = \frac{r_a^3}{h} (-1,23371 + 1,57080 \vartheta - 0,5 \vartheta^2) + \frac{r_a^2 r}{h} (1,0 - 1,11073 \sin \vartheta + 0,11073 \cos \vartheta) + \frac{r_a \cdot r \cdot c}{h} (-1,11073 \sin \vartheta + 1,11073 \cos \vartheta)$$

$$M \vartheta_0^{III} = \frac{r_a^3}{h} (-4,93481 + 3,14159 \vartheta - 0,5 \vartheta^2) + \frac{r_a^2 r}{h} (1,0 + 1,22146 \cos \vartheta) + \frac{r_a \cdot r \cdot c}{h} (2,22146 \cos \vartheta)$$

3 Überzählige Größen

Mit $\delta_{11} = r \cdot \pi$, $\delta_{22} = \frac{r \cdot \pi}{2}$, $M_1 = -1$ und $M_2 = -\cos \vartheta$ ergibt sich:

$$x_1 = \frac{1}{r \cdot \pi} \left\{ \int_0^{\frac{\pi}{4}} M \vartheta_0^I + \int_{\frac{\pi}{4}}^{\frac{3\pi}{4}} M \vartheta_0^{II} + \int_{\frac{3\pi}{4}}^{\pi} M \vartheta_0^{III} \right\} \cdot r \cdot d\vartheta$$

$$x_1 = \frac{r_a^3}{h} (+0,10281) + \frac{r_a \cdot r \cdot c}{h} (+1,0)$$

$$x_2 = \frac{2}{r \cdot \pi} \left\{ \int_0^{\frac{\pi}{4}} M \vartheta_0^I \cdot \cos \vartheta + \int_{\frac{\pi}{4}}^{\frac{3\pi}{4}} M \vartheta_0^{II} \cdot \cos \vartheta + \int_{\frac{3\pi}{4}}^{\pi} M \vartheta_0^{III} \cos \vartheta \right\} \cdot r \cdot d\vartheta$$

$$x_2 = \frac{r_a^2 r}{h} (-0,11073) + \frac{r_a \cdot r \cdot c}{h} (-1,11073)$$

4 Biegemomente im statisch unbestimmtem System

$$M \vartheta = \frac{r_a^3}{h} (+0,10281 - 0,5 \vartheta^2) + \frac{r_a^2 r}{h} (+1,0 - 1,11073 \cos \vartheta) + \frac{r_a \cdot r \cdot c}{h} (1,0 - 1,11073 \cos \vartheta) \quad (2)$$

$$= \frac{r_a^3}{h} \cdot k_1 + \frac{r_a^2 r}{h} \cdot k_2 + \frac{r_a \cdot r \cdot c}{h} \cdot k_3$$

$$= \alpha_1 \cdot k_1 + \alpha_2 \cdot k_2 + \alpha_3 \cdot k_3$$

$$M \vartheta = \sum \alpha_i \cdot k_i$$

Die in Tafel 1 angegebenen Beiwerte k_i zur Bestimmung der Biegemomente für gleichmäßige Belastung sind unabhängig von den Abmessungen des Tragwerkes (Bild 5).

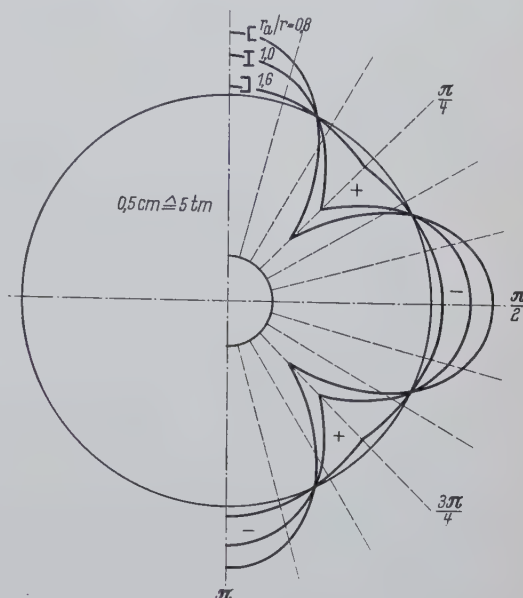


Bild 5. Biegemomente für gleichmäßig verteilte Belastung $p = 1 \text{ t/m}$ für verschiedene Verhältnisse r_a/h

Tafel 1. Beiwerte k_i zur Bestimmung der Biegemomente für gleichmäßig verteilte Belastung

ϑ	k_1	k_2	k_3
0	+ 0,102 81	- 0,110 73	- 0,110 73
15	+ 0,068 54	- 0,072 89	- 0,072 89
30	- 0,034 27	+ 0,038 07	+ 0,038 07
45	- 0,205 62	+ 0,214 60	+ 0,214 60

3. Einflußlinie des Biegemomentes für $\vartheta = 0^\circ$

3.1 Belastung

Stützkkräfte und äußere Kräfte

$P = 1 \text{ t}$

$$C_1 = \frac{\frac{1}{2} \sqrt{2} (r_a + c) + r_a \cdot \cos \varphi}{2 \cdot \sqrt{2} (r_a + c)}; \quad H_1 = \frac{\frac{1}{2} \sqrt{2} (r_a + c) + r_a \cdot \cos \varphi}{2 \cdot \sqrt{2} (r_a + c)}$$

$$C_2 = \frac{\frac{1}{2} \sqrt{2} (r_a + c) - r_a \cdot \cos \varphi}{2 \cdot \sqrt{2} (r_a + c)}; \quad H_2 = \frac{\frac{1}{2} \sqrt{2} (r_a + c) - r_a \cdot \cos \varphi}{2 \cdot \sqrt{2} (r_a + c)}$$

Querkkräfte im Trommelmantel (Bild 6)

$$Q_I = 0$$

$$Q_{II} = +0,5$$

$$Q_{III} = +0,5 - \frac{\frac{1}{2} \sqrt{2} (r_a + c) + r_a \cdot \cos \varphi}{2 \sqrt{2} (r_a + c)}$$

$$Q_{IV} = 0$$

Daraus ergeben sich die Kantenkräfte zu:

$$d_k = \frac{Q}{h} \cdot r_a \cdot d\psi$$

$$d_{kI} = 0$$

$$d_{kII} = \frac{r_a}{h} (+0,5) d\psi$$

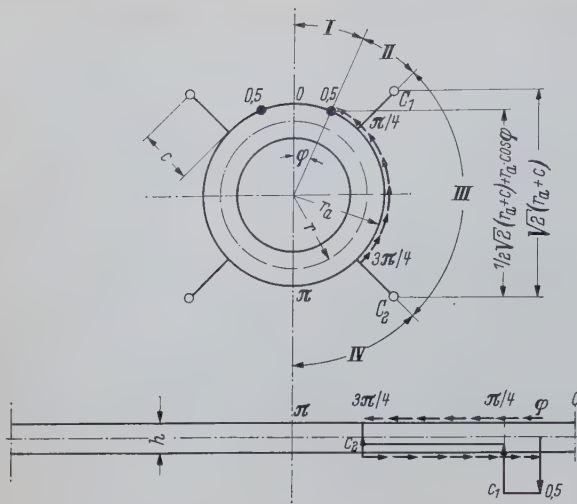


Bild 6. Querkraftverlauf im Zylindermantel

$$d_{kIII} = \frac{r_a}{h} \left(+0,5 - \frac{\frac{1}{2} \sqrt{2} (r_a + c) + r_a \cdot \cos \varphi}{2 \cdot \sqrt{2} (r_a + c)} \right) d\psi$$

$$d_{kIV} = 0.$$

3.2 Schnittkräfte im statisch bestimmten Hauptsystem der oberen Ringscheibe (Biegemomente)

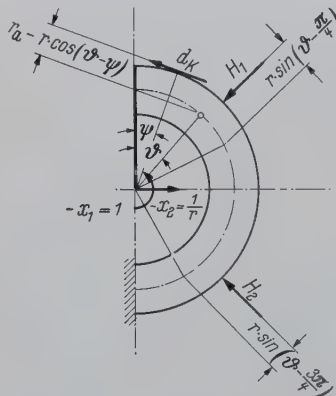


Bild 7. Äußere Kräfte an der oberen Ringscheibe

Nach Bild 7 folgt mit ϑ = Schnittwinkel,
 φ = Lastwinkel:

$$M_{\vartheta 0}^I = 0$$

$$M_{\vartheta 0}^{II} = -\frac{r_a}{h} (+0,5) \int_{\varphi}^{\vartheta} [r_a - r \cos(\vartheta - \psi)] d\psi$$

$$M_{\vartheta 0}^{III} = \frac{r_a^2}{h} (0,5 \varphi - 0,5 \vartheta)$$

$$+ \frac{r_a \cdot r}{h} (-0,5 \sin \varphi \cdot \cos \vartheta + 0,5 \cos \varphi \cdot \sin \vartheta)$$

Entsprechend ergibt sich:

$$M_{\vartheta 0}^{III} = \frac{r_a^2}{h} (-0,19635 - 0,25 \vartheta + 0,5 \varphi)$$

$$+ \frac{r_a \cdot r}{h} (-0,17678 \sin \vartheta + 0,17678 \cos \vartheta - 0,5 \sin \varphi \cdot \cos \vartheta$$

$$+ 0,25 \cos \varphi \cdot \sin \vartheta + 0,25 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r_a^3}{h (r_a + c)} (-0,27768 \cos \varphi + 0,35355 \cos \varphi \cdot \vartheta)$$

$$+ \frac{r \cdot c}{h} (-0,17678 \sin \vartheta + 0,17678 \cos \vartheta)$$

$$M_{\vartheta 0}^{IV} = \frac{r_a^3}{h} (-0,78540 + 0,5 \varphi)$$

$$+ \frac{r_a \cdot r}{h} (0,35355 \cos \vartheta - 0,5 \sin \varphi \cdot \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r_a^3}{h (r_a + c)} (0,55335 \cos \varphi)$$

$$+ \frac{r \cdot c}{h} (0,35355 \cos \vartheta)$$

3.3 Überzählige Größen

Mit den Vorzahlen δ_{11} und δ_{22} und den Schnittkräften M_1 und M_2 ergeben sich:

$$x_1 = -\frac{1}{r \cdot \pi} \left\{ \int_{\varphi}^{\frac{\pi}{4}} M_{\vartheta 0}^{II} + \int_{\frac{\pi}{4}}^{\frac{3\pi}{4}} M_{\vartheta 0}^{III} + \int_{\frac{3\pi}{4}}^{\pi} M_{\vartheta 0}^{IV} \right\} r \cdot d\vartheta$$

$$x_1 = \frac{r_a^2}{h} (0,53996 - 0,5 \varphi + 0,07958 \varphi^2)$$

$$+ \frac{r_a^3}{h (r_a + c)} (-0,27768 \cos \varphi)$$

$$+ \frac{r \cdot c}{h} (0,15916)$$

$$x_2 = -\frac{2}{r \cdot \pi} \left\{ \int_{\varphi}^{\frac{\pi}{4}} M_{\vartheta 0}^{II} \cdot \cos \vartheta + \int_{\frac{\pi}{4}}^{\frac{3\pi}{4}} M_{\vartheta 0}^{III} \cdot \cos \vartheta + \int_{\frac{3\pi}{4}}^{\pi} M_{\vartheta 0}^{IV} \cdot \cos \vartheta \right\} r \cdot d\vartheta$$

$$x_2 = \frac{r_a^2}{h} (-0,31831 \cos \varphi)$$

$$+ \frac{r_a \cdot r}{h} (-0,17678 + 0,5 \sin \varphi - 0,125 \cos \varphi - 0,15916 \varphi \cdot \sin \varphi)$$

$$+ \frac{r_a^3}{h (r_a + c)} (0,31831 \cos \varphi)$$

$$+ \frac{r \cdot c}{h} (-0,17678)$$

3.4 Biegemomente im statisch unbestimmtem System

$$M_{\vartheta 0}^I = \frac{r_a^2}{h} (0,53996 - 0,5 \varphi + 0,07958 \varphi^2 - 0,31831 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r_a \cdot r}{h} (-0,17678 \cos \vartheta + 0,5 \sin \varphi \cdot \cos \vartheta - 0,125 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta$$

$$- 0,15916 \varphi \cdot \sin \varphi \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r_a^3}{h (r_a + c)} (-0,27768 \cos \varphi + 0,31831 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r \cdot c}{h} (0,15916 - 0,17678 \cos \vartheta)$$

$$M_{\vartheta 0}^{II} = \frac{r_a^2}{h} (0,53996 - 0,5 \vartheta + 0,07958 \varphi^2 - 0,31831 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r_a \cdot r}{h} (-0,17678 \cos \vartheta + 0,5 \cos \varphi \cdot \sin \vartheta - 0,125 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta$$

$$- 0,15916 \varphi \cdot \sin \varphi \cdot \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r_a^3}{h (r_a + c)} (-0,27768 \cos \varphi + 0,31831 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta)$$

$$+ \frac{r \cdot c}{h} (0,15916 - 0,17678 \cos \vartheta)$$

$M_{\vartheta 0}^{III}$ und $M_{\vartheta 0}^{IV}$ sind für die Ermittlung der Einflußlinie für ϑ = nicht erforderlich.

3.5 Einflußlinie

Die Auswertung ist in Tafel 2 und Bild 9 angegeben.

Die Gleichungen der Einflußlinie können unmittelbar durch Umgruppierung aus den Schnittkräften $M_{\vartheta 0}^I$ und $M_{\vartheta 0}^{II}$ mit Hilfe der Schemaskizze (Bild 8) angeschrieben werden.

M·A·N



FAHRZEUGKRANE

AUTODREHKRANE
MOBILDREHKRANE
BIS 50000 kg TRAGKRAFT



6000 kg TRAGKRAFT
BEI 2,50 m AUSLADUNG,
ZUS.-LEGBARER AUSLEGER,
KRAN MIT LAST FAHRBAR
LAST 360° DREHBAR
57 km/h



8000 kg TRAGKRAFT
BEI 2,50 m AUSLADUNG,
TELESKOP AUSLEGER,
KRAN MIT LAST FAHRBAR,
LAST 360° DREHBAR



12 000 kg TRAGKRAFT
BEI 3,00 m AUSLADUNG



15 000 kg TRAGKRAFT
BEI 3,00 m AUSLADUNG
GEKNICKTER AUSLEGER,
ZUSÄTZL. FAHRERHAUS
57 km/h



20 000 kg TRAGKRAFT
BEI 3,50 m AUSLADUNG

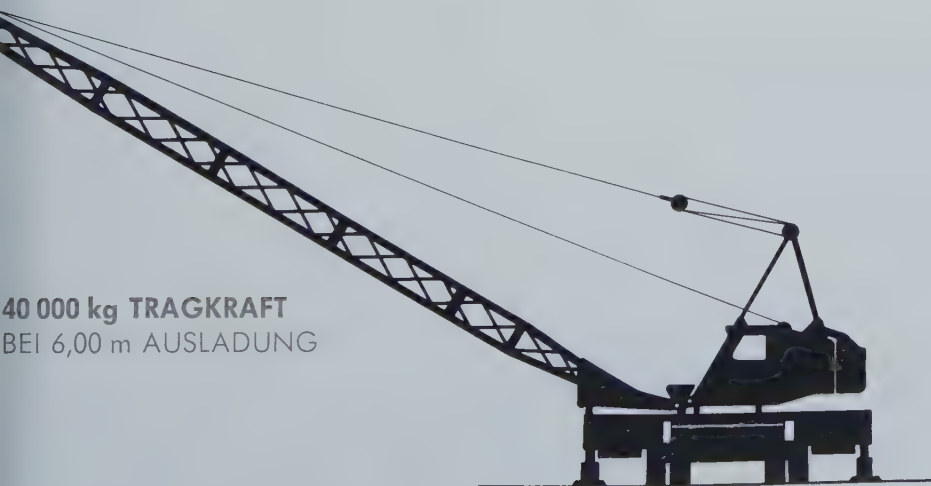
BEISPIELE



20 000 kg TRAGKRAFT
 BEI 3,00 m AUSLADUNG
 KRAN MIT LAST FAHRBAR
 LAST 360° DREHBAR
25 000 kg (ABGESTÜTZT)



35 000 kg TRAGKRAFT
 BEI 5,20 m AUSLADUNG
 BREITE BEI STRASSENFAHRT 2,50 m
 50 km/h



40 000 kg TRAGKRAFT
 BEI 6,00 m AUSLADUNG



HOCHBAUKRAN 25 m - 9 m
11 000 kg HAUPTHUB (× 4,80 m)
2 400 kg HILFSHUB (× 13,50 m)
 KRAN MIT LAST FAHRBAR,
 LAST 360° DREHBAR

TRAGKRÄFTEN VON 5 000 BIS 50 000 kg

M.A.N.-FAHRZEUGKRANE

SIND IM EINSATZ KLAR ÜBERLEGEN DURCH 12 EINMALIGE VORTEILE:

1. Besonders wirtschaftlicher Doppelmotorenantrieb
2. Unabhängige stufenlose Regelung von zwei Bewegungen
3. Zwei gleiche geräuscharme M.A.N.-Dieselmotoren, von denen jeder jedes Triebwerk antreibt, d. h. den vollen Betrieb des Kranes übernehmen kann
4. Den idealen Allradantrieb für zwei getrennte Dieselmotoren
5. Eine erhebliche Erleichterung für den Kranführer im drehbaren Teil ist die Verlagerung der Motoren in den Unterwagen (Geräuschminderung, von außen zugänglich)
6. Einmannbedienung vom drehbaren Teil (Oberwagen) aus, auch bei schnellen Fahrzeugkranen
7. Ausbaufähig für größere Tragkräfte und größere Lastmomente um das Mehrfache
8. Erweiterungsfähig für größere Fahrgeschwindigkeiten und größere Steigungen
9. Zur Erhöhung der Lebensdauer der Seile und für große Seil-Wickellängen haben die Seiltrommeln den 72-fachen Seildurchmesser (bisher üblich 25-fach)
10. Drei Personen haben im Oberwagen (drehbarer Teil) des Kranes nebeneinander Platz
11. Erleichterte und vereinfachte Bedienung durch die M.A.N.-Universal-Ein- oder Zweihebel-Steuerung
12. Druckluft-hydraulisch gesteuerte Allradlenkung für engen Kurvenradius und schrägseitliches Fahren

DIESE VORTEILE BESITZEN NUR M.A.N.-AUTO- UND MOBILDREHKRANE

SIE EIGNEN SICH FÜR:

MONTAGEN ALLER ART
HOCHBAU · TIEFBAU

LAGERPLATZARBEITEN
STAPELARBEITEN

STÜCKGUTUMSCHLAG
SCHWERLASTBETRIEB

MAGNETBETRIEB
GREIFER- UND BAGGERBETRIEB

BERGUNGSDIENST
REPARATURBETRIEB

„MÄDCHEN FÜR ALLES“

MASCHINENFABRIK AUGSBURG-NÜRNBERG AG · WERK NÜRNBERG

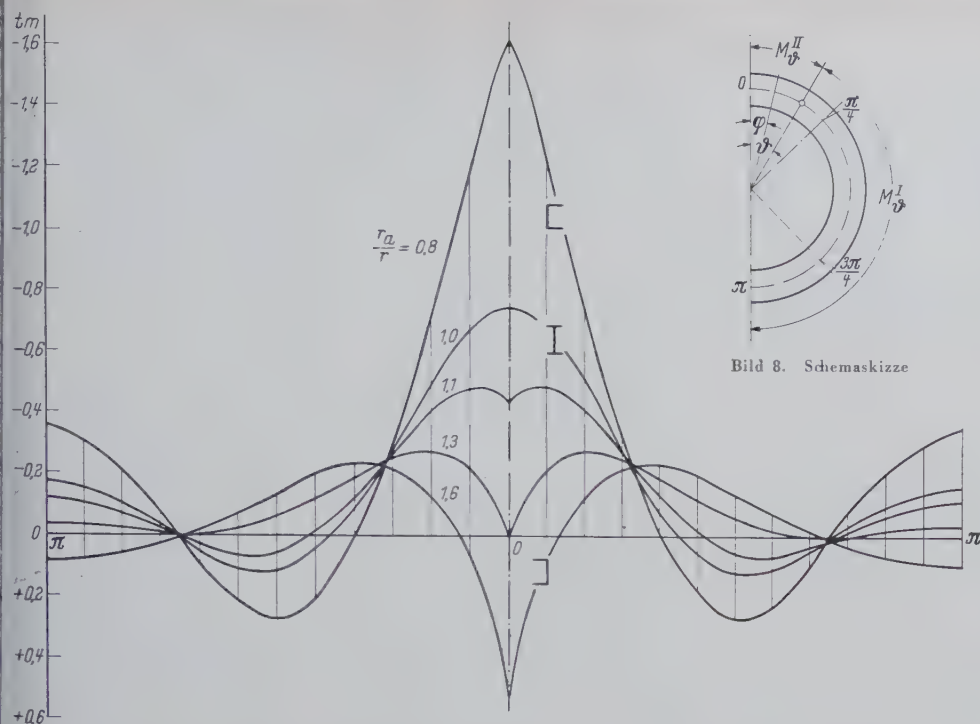


Bild 9. Einflußlinien der Biegemomente für $\vartheta = 0^\circ$ für verschiedene Verhältnisse r_a/r

$$\eta_M = \frac{r_a^3}{h} (0,53996 - 0,5\varphi + 0,07958\varphi^2 - 0,31831 \cos \varphi \cos \vartheta) + \frac{r_a r}{h} (-17678 \cos \vartheta + 0,5 \sin \varphi \cos \vartheta - 0,125 \cos \varphi \cos \vartheta - 0,15916 \varphi \cdot \sin \varphi \cos \vartheta) + \frac{r_a^2}{h(r_a + c)} (-0,27768 \cos \varphi + 0,31831 \cos \varphi \cdot \cos \vartheta) + \frac{r \cdot c}{h} (0,15916 - 0,17678 \cos \vartheta) \quad (3)$$

$$\eta_M = \frac{r_a^2}{h} \cdot k_1 + \frac{r_a \cdot r}{h} \cdot k_2 + \frac{r_a^3}{h(r_a + c)} \cdot k_3 + \frac{r \cdot c}{h} \cdot k_4 = \alpha_1 \cdot k_1 + \alpha_2 \cdot k_2 + \alpha_3 \cdot k_3 + \alpha_4 \cdot k_4$$

$$\eta_M = \sum \alpha_i \cdot k_i$$

Tafel 2. Beiwerte k_i zur Bestimmung der Einflußordinaten des Biegemomentes für $\vartheta = 0^\circ$

ϑ	k_1	k_2	k_3	k_4
0	+ 0,222	- 0,302	+ 0,041	- 0,018
15	+ 0,107	- 0,180	+ 0,039	
30	+ 0,024	- 0,077	+ 0,035	
45	- 0,029	-	+ 0,029	
60	- 0,056	+ 0,049	+ 0,020	
75	- 0,061	+ 0,071	+ 0,011	
90	- 0,049	+ 0,073	-	
105	- 0,027	+ 0,056	- 0,011	
120	-	+ 0,030	- 0,020	
135	+ 0,029	-	- 0,029	
150	+ 0,052	- 0,027	- 0,035	
165	+ 0,067	- 0,046	- 0,039	
180	+ 0,072	- 0,052	- 0,041	- 0,018

4. Biegelinien

Wie schon in einer Patentschrift aus dem Jahre 1943 (Nr. 742 891 v. 12. Mai 1943) erwähnt, ist das Verhältnis $r_a : r$ (Zylindermantelhalbmesser zu Schwerlinienhalbmesser der Ringscheiben) von großem Einfluß auf die Größenordnung der Schnittkräfte und der Formänderungen. Es sind deshalb in Bild 5 die Biegemomente für gleichmäßig verteilte Belastung und in Bild 9 die Einflußlinie des Biegemomentes für $\vartheta = 0^\circ$ zwischen $\frac{r_a}{r} = 0,8$ und $\frac{r_a}{r} = 1,6$ aufgetragen. Es zeigt sich, daß die Einflußordinaten für $\frac{r_a}{r} < 1$ stark an-

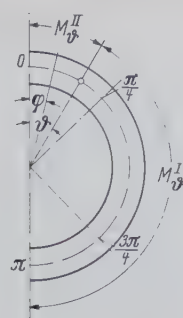


Bild 8. Schemaskizze

steigen. Die Schlußfolgerung ist, daß Ringträger mit nach außen offenem und mit I-förmigem Querschnitt konstruktiv weniger geeignet sind als solche, bei denen die U-Form nach innen offen ist. Dieses Ergebnis war im Hinblick auf die jeweils verschiedene Lage des Schubmittelpunktes zu erwarten. Die Abhängigkeit von $r_a : r$ kann an Hand der Biegelinien dieser Ringträger besonders anschaulich demonstriert werden. Nach Bild 11, 12 und 13 sind die Anteile von Längs- und Querkraften der Ringscheiben und vor allem der Anteil der Querkraften des Zylindermantels an

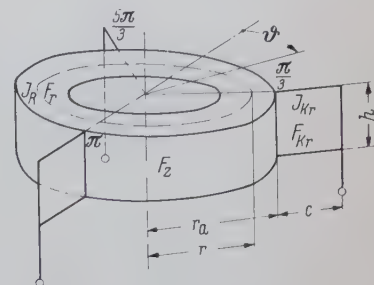


Bild 10. Ringträger mit drei Stützarmen

der Verformung gegenüber den Biegemomenten nicht mehr zu vernachlässigen. Aus der Grundgleichung $\eta = \sum a_i k_i$ kann die Gleichung der Biegelinie bei zentralsymmetrischer Belastung eines Ringträgers mit drei um 120° versetzten Abstützarmen (Bild 10) unter Berücksichtigung der o. a. Formänderungsanteile in der folgenden allgemeinen Form angeschrieben werden:

$$\delta_\eta = \frac{1}{E J_R} \frac{r_a r^5}{h^2} \left[\left(\frac{r_a}{r} \right)^4 k_1 + \left(\frac{r_a}{r} \right)^3 k_2 + \left(\frac{r_a}{r} \right)^2 k_3 + \left(\frac{r_a}{r} \right) \left(\frac{c}{r} \right) k_4 + \left(\frac{c}{r} \right) \left(\frac{c}{r} \right) k_5 + \left(\frac{c}{r} \right)^2 k_6 \right] + \frac{1}{E F_R} \frac{r_a r^3}{h^2} \left[\left(\frac{r_a}{r} \right)^2 k_7 + \left(\frac{r_a}{r} \right) \left(\frac{c}{r} \right) k_8 + \left(\frac{c}{r} \right)^2 k_9 \right] + \frac{x}{G F_R} \frac{r_a r^3}{h^2} \left[\left(\frac{r_a}{r} \right)^2 k_{10} + \left(\frac{r_a}{r} \right) \left(\frac{c}{r} \right) k_{11} + \left(\frac{c}{r} \right)^2 k_{12} \right] + \frac{x}{G F_z} r_a^2 [k_{13}] + \frac{1}{E J_k} r_a c^3 [k_{14}] + \frac{x}{G F_k} r_a c [k_{15}]. \quad (4)$$

Darin bedeuten J_R und F_R das Trägheitsmoment und die Querschnittsflächen der Ringscheiben, J_K und F_K das Trägheitsmoment und die Querschnittsfläche des Kragarmes, F_Z die Querschnittsfläche des Zylindermantels, E den Elastizitätsmodul, G den Schubmodul und x die Schubverteilungszahl.

Da infolge des elastischen Verhaltens des Ringträgers auch bei zentrischer Belastung eine gleichmäßige Kugel- oder Rollendruckverteilung nicht zu erwarten ist, wurden um einer Zunahme des Kugeldruckes im Bereich der Abstützarme Rechnung zu tragen, die k_i - Werte der Gleichung (4) für eine Belastungsfunktion $p = p_0 (1 - \cos 3\varphi)$ verwendet. In Bild 11 sind die senkrechten Verschiebungen des Ringträgers für $r_a = 5,5$ m, $h = 3,0$ m und $c = 4,0$ m bei 1400 t Auflast dargestellt.

Diese setzen sich aus zwei Anteilen zusammen, aus einer Verschiebung δ_0 des unverformten Systems und aus der relativen Verformung der Kugelbahnebene δ_r . Diese relativen Verformungen nach Bild 12 stellen ein Kriterium für das Tragbild und damit für die Verschleißfestigkeit des Kugelkranzes dar. Um einen Begriff von der Größenordnung dieser Verformungen zu erhalten, wurden diese mit der Größe einer Kugelabplattung nach den Hertzschen Gleichungen $\delta_k = 2,46 \sqrt{\frac{K^2}{E^2 \cdot r_k}}$ (Kugel zwischen zwei ebenen Platten) verglichen. Es zeigt sich, daß δ_r und δ_k hier in etwa der gleichen Größenordnung liegen, so daß zu erwarten ist, daß unter der vor-

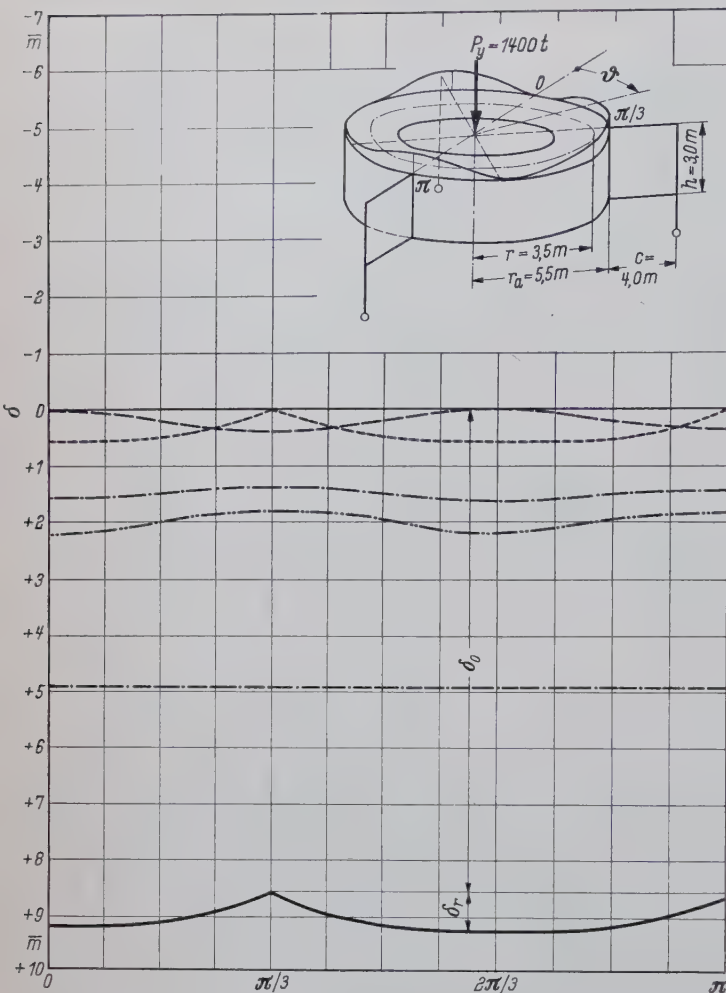


Bild 11. Senkrechte, absolute Verschiebungen der Ringträgeroberfläche unter einer Belastung $p = p_0 (1 - \cos 3\varphi)$

- Anteil der Biegemomente der Ringscheiben
- Anteil der Längskräfte der Ringscheiben
- Anteil der Querkkräfte der Ringscheiben
- Anteil der Querkkräfte des Zylindermantels
- Anteil von Biegemoment und Querkraft der Kragarme
- Summenbiegeline

gegebenen Belastung $p = p_0 (1 \cos 3\varphi)$ der größte Teil der Kugeln an der Tragwirkung beteiligt ist. Die Knicke in der Biegeline bei $\varphi = \frac{\pi}{3}$ und π in Bild 11 und 12 entstehen aus den Querkkräften im Zylindermantel, da die durch Querkkräfte verursachte elastische Linie bei Einzellasten einen gebrochenen Linienzug ergibt, welcher im Bereich der Auflagerlänge ausgerundet werden kann.

In Bild 13 ist die maximale relative Verschiebung für $\varphi = 0^\circ$ als Funktion von $r_a : r$ dargestellt. Aus der Linie (5), welche sich aus den Formänderungsanteilen der Biegemomente, der Längskräfte und der Querkkräfte in den Ringscheiben und aus dem Anteil der Querkraft des Zylindermantels zusammensetzt, ergibt sich die optimale relative Verschiebung mit $\delta_r = 0,62$ mm etwa bei dem Verhältnis $r_a : r = 1,6$. Es soll damit gezeigt werden, daß theoretisch ein günstiges Tragbild des elastischen Zwischenmittels (Kugelkranz) durch geeignete Wahl der geometrischen Größen r_a , r , c und h erreicht werden kann.

5. Zusammenfassung

Für Ringträger von I-förmiger Querschnittsform mit drei oder vier radial verlaufenden Stützarmen, welche häufig als Unterkonstruktion schwenkbarer Gerüste von Großbaggern und Großabsetzern Verwendung finden, werden die Gleichungen von Schnitt-

Bild 13. Relative Verschiebungen δ_r für $\varphi = 0^\circ$ als Funktion von $r_a : r$

- Anteil der Biegemomente der Ringscheiben
- Anteil der Längskräfte der Ringscheiben
- Anteil der Querkkräfte der Ringscheiben
- Anteil der Querkkräfte des Zylindermantels
- Summenlinie

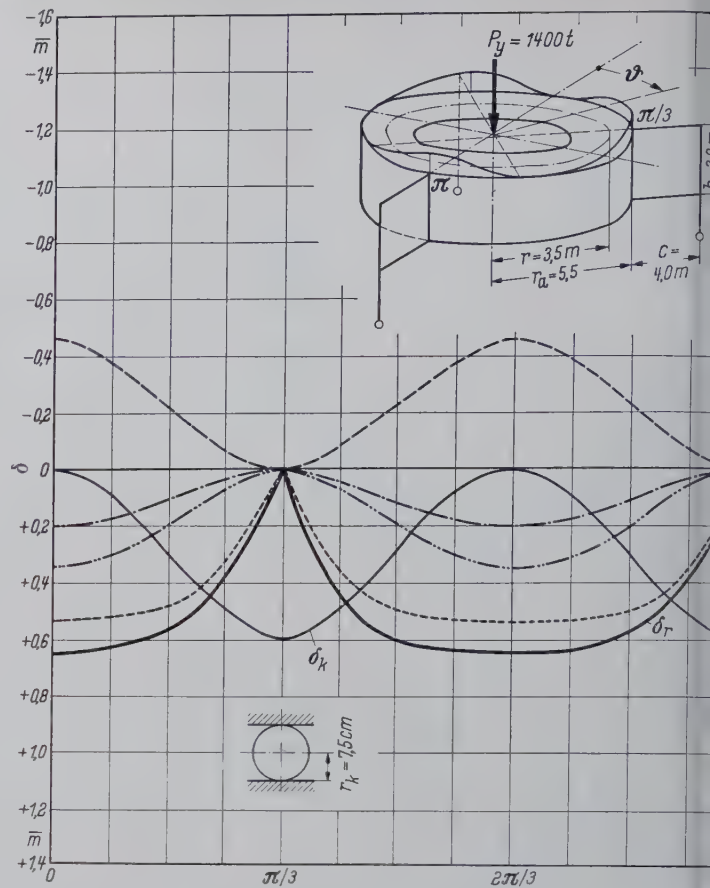
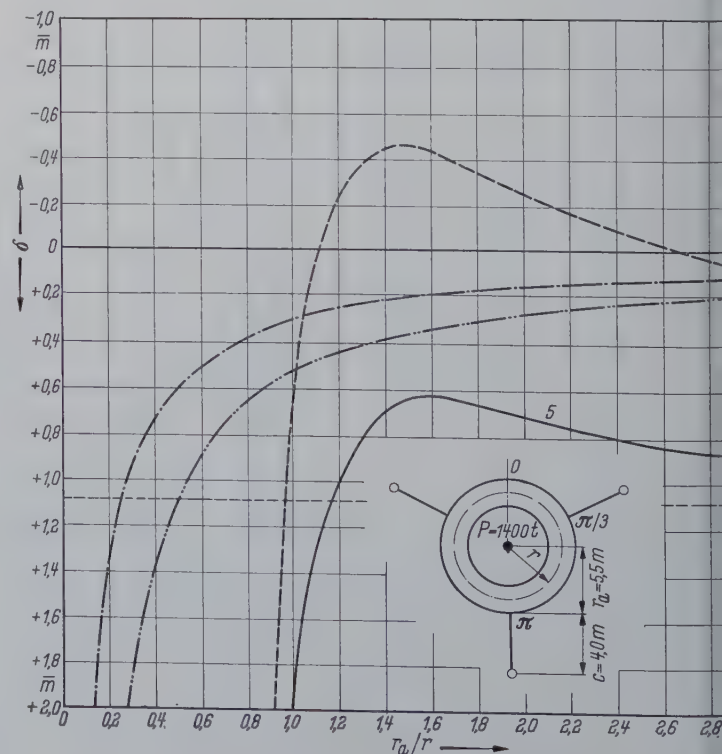


Bild 12. Vergleich der senkrechten relativen Verformungen δ_r der Ringträgeroberfläche mit der Kugelabplattung δ_k nach Hertz unter einer Belastung $p = p_0 (1 - \cos 3\varphi)$

- Anteil der Biegemomente der Ringscheiben
- Anteil der Längskräfte der Ringscheiben
- Anteil der Querkkräfte der Ringscheiben
- Anteil der Querkkräfte des Zylindermantels
- Summenbiegeline
- Kugeldruck $\delta_k = 2,46 \sqrt[3]{\frac{p^2}{E^2 \cdot r_k}}$



räften und Verformungen in geschlossener, mathematischer Form angegeben, diese in von den Abmessungen des Tragwerks abhängige Formglieder und in unabhängige trigonometrische Glieder aufgespalten und auf eine allgemein gültige Grundgleichung $\eta = \alpha_i \cdot k_i$ zurückgeführt, welche eine tabellarische oder elektronische Auswertung der Gleichungen erlaubt. Die Größe der ermittelten Verformungen des Ringträgers wird mit der Abplattung der Kugeln des Schwenkkranzes verglichen.

Betrachtung zu den neuen ω -Zahlen für Rohrquerschnitte

Von Dipl.-Ing. Wolfgang Heidecker, Karlsruhe

DK 624.075.2 : 624.014.27

K. Klöppel und W. Goder veröffentlichten die neuen ω -Zahlen für dickwandige Rohre [1]. Diese Zahlen wurden errechnet für das Verhältnis $t/D = 1/6$, wobei t die Wanddicke und D der Außendurchmesser des betrachteten Rohres ist. Damit ist gleichzeitig die Gültigkeitsgrenze der neuen ω -Zahlen festgelegt.

Es mag nun teilweise die Ansicht vertreten werden, daß diese Festlegung für die allgemein gebräuchlichen Rohrquerschnitte zu ungünstig ist und man bei günstigerer Wahl des obengenannten Verhältnisses noch mehr hätte sparen, d. h. noch wirtschaftlicher hätte bemessen können. Um diese Einwände a priori zu entkräften und gleichzeitig die Möglichkeit zu geben, den Einfluß der Wanddicke abzuschätzen, sollen hier die Tragspannungen mit den daraus resultierenden ω -Zahlen für verschiedene Wanddicken einander gegenübergestellt werden.

Es wurden folgende Querschnitte untersucht:

- dünnwandiges Rohr (nach den Ansätzen von [2]),
- Rohr mit $t/D = 1 : 11$ (entspricht $t = 0,2r$ nach Bild 1),
- Rohr mit $t/D = 1 : 7,7$ (entspricht $t = 0,3r$ nach Bild 1),
- Vollkreisquerschnitt.

Zur Berechnung der Zahlenwerte sei folgendes vermerkt: Die Ansätze der dünnwandigen Rohre sind bekannt. Die leidige und zeitraubende iterative Lösung der beiden Gleichungen durch fortgesetztes Probieren mit verbesserten Werten, wie in [2] beschrieben, braucht man allerdings nicht anzuwenden, wenn man auf die Tragspannungen ganzzahliger λ -Werte verzichtet. Die beiden Gleichungen

$$\lambda^3 \cdot \sigma_{kr} = E \pi \left(\varphi_0 + \sin \varphi_0 \cos \varphi_0 - \frac{2 \sin^2 \varphi_0}{\varphi_0} \right) \quad \dots (1)$$

$$\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot (0,05 + 0,002 \lambda) \cdot \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_F - \sigma_{kr}} = \frac{\sin \varphi_0}{\varphi_0} \quad \dots (2)$$

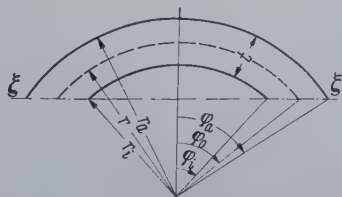
und bei der Wahl des Winkels φ_0 (d. h. bei Festlegung des plastisierten Bereiches) exakt zu lösen, da sie nur die beiden Unbekannten λ und σ_{kr} enthalten. Die Tragspannungen für die ganzzahligen λ -Werte können dann ziemlich genau graphisch interpoliert werden.

Für die dickwandigen Querschnitte wurde von folgenden Ansätzen ausgegangen (nach [3]):

$$\lambda^2 = \frac{E \pi^2}{J \sigma_{kr}} \left\{ J - J_{1\xi} - \mathfrak{S}_{1\xi} \left[(e_1 - \xi) + \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_F - \sigma_{kr}} \cdot a \right] - \frac{\sigma_{kr}}{\sigma_F - \sigma_{kr}} \cdot F (e_1 - \xi) a \right\} \quad \dots (3)$$

$$\frac{\sigma_{kr}}{\sigma_F - \sigma_{kr}} \cdot a = \frac{\frac{\partial J_{1\xi}}{\partial \xi} + \frac{\partial \mathfrak{S}_{1\xi}}{\partial \xi} (e_1 - \xi) - \mathfrak{S}_{1\xi}}{F - \frac{\partial \mathfrak{S}_{1\xi}}{\partial \xi}} \quad \dots (4)$$

Für den nebenstehenden Querschnitt wurden nun die Werte



Schrifttum

- [1] Unold, G.: Der Kreisträger. Berlin 1922, Verlag J. Springer.
- [2] Klemmt, K. H.: Beitrag zur statischen Untersuchung zusammengesetzter Flächentragwerke. Dissertation Dresden 1937.
- [3] Kurth, F.: Der Spannungszustand in räumlich gestützten Ringträgern bei Zwischenschaltung von Kugeln. Dissertation Dresden 1938.
- [4] Hemmleb, R.: Über die Tragwirkung von Querschnitten mit Ringträgern mit Kastenquerschnitt. Dissertation Dresden 1939.
- [5] Uebel: Forschung 1939, S. 134.

$$J_{1\xi}, \mathfrak{S}_{1\xi}, \frac{\partial J_{1\xi}}{\partial \xi} \text{ und } \frac{\partial \mathfrak{S}_{1\xi}}{\partial \xi}$$

tabellarisch für verschiedene Schnitte ξ ermittelt, und zwar für das äußere und das innere Kreissegment mit den jeweils dazugehörigen Winkeln und Radien. Der Vollständigkeit halber seien die Ausdrücke für diese Werte nochmals aufgeführt:

$$\mathfrak{S}_{1\xi} = r^3 \left[\frac{2}{3} \cdot \sin^3 \varphi + \sin \varphi \cos^2 \varphi - \varphi \cos \varphi \right],$$

$$J_{1\xi} = r^4 \left[-\frac{5}{6} \cdot \sin^3 \varphi \cos \varphi - \frac{1}{4} \cdot \sin \varphi \cos \varphi - \sin \varphi \cos^3 \varphi + \frac{1}{4} \varphi + \varphi \cdot \cos^2 \varphi \right],$$

$$\frac{\partial \mathfrak{S}_{1\xi}}{\partial \xi} = r^2 \left[\frac{\cos^3 \varphi}{\sin \varphi} - \frac{\cos \varphi}{\sin \varphi} + \varphi \right],$$

$$\frac{\partial J_{1\xi}}{\partial \xi} = r^3 \left[\frac{4}{3} \cdot \sin^3 \varphi + 2 \cdot \sin \varphi \cos^2 \varphi - 2 \varphi \cdot \cos \varphi \right].$$

Diese Werte könnten mathematisch noch teilweise vereinfacht werden, jedoch ist es für den Gebrauch der Rechenmaschine sehr von Vorteil, wenn nur die für jeden Schnitt leicht zu ermittelnden Werte $\sin \varphi$ und $\cos \varphi$ einschließlich ihrer Potenzen und Produkte vorkommen. Die errechneten Werte wurden in die beiden Gleichungen (3) und (4) eingesetzt und so ergaben sich wieder für jeden gewählten Schnitt ξ 2 Gleichungen mit 2 Unbekannten, im Aufbau ähnlich wie (1) und (2), die wiederum exakt gelöst werden konnten. Die Ausmittigkeit der Lasteinleitung wurde nach DIN 4114 mit

$$a = i \left(\frac{1}{20} + \frac{\lambda}{500} \right),$$

die Fließgrenze des Stahles St 37 mit $\sigma_F = 2,3 \text{ t/cm}^2$, des Stahles St 52 mit $\sigma_F = 3,4 \text{ t/cm}^2$ angenommen. Die Tragspannungen für die ganzzahligen λ -Werte wurden wieder graphisch interpoliert. Die Ermittlung der zulässigen Druckspannung wurde mit $\nu = 1,5$ für den plastischen Bereich und $\nu = 2,5$ für den elastischen Bereich vorgenommen. Die Übergangsstelle vom elastischen zum plastischen Bereich (Knickstelle der σ_d zul-Linie) wird für die einzelnen Querschnitte angegeben.

Tafel 1. Tragspannungen in kg/cm²

	λ	Querschnitt			
		a	b	c	d
St 37	20	2100	2100	2100	2100
	30	2052	2052	2052	2068
	40	1976	1976	1976	1986
	50	1882	1882	1882	1885
	60	1776	1775	1774	1764
	70	1653	1653	1652	1630
	80	1522	1521	1518	1487
	90	1385	1383	1380	1344
	100	1248	1246	1240	1207
St 52	20	3116	3116	3116	3140
	30	3001	3001	3001	3020
	40	2859	2859	2859	2859
	50	2681	2678	2677	2662
	60	2468	2464	2463	2427
	70	2227	2224	2220	2165
	80	1973	1968	1962	1910

Tafel 2. Zulässige Druckspannungen in kg/cm²

	λ	Querschnitt			
		a	b	c	d
St 37	20	1400	1400	1400	1400
	30	1368	1368	1368	1379
	40	1317	1317	1317	1324
	50	1254	1254	1254	1257
	60	1184	1184	1183	1176
	70	1102	1102	1101	1087
	80	1015	1014	1012	991
	90	923	922	920	896
	100	829	829	827	805
Knick bei		$\lambda \sim 98,5$	$\lambda \sim 99,5$	$\lambda \sim 100,5$	$\lambda \sim 103,5$
St 52	20	2077	2077	2077	2093
	30	2000	2000	2000	2013
	40	1906	1906	1906	1906
	50	1787	1785	1785	1775
	60	1645	1643	1642	1618
	70	1485	1483	1480	1443
	80	1295	1295	1295	1273
Knick bei		$\lambda \sim 78,8$	$\lambda \sim 79,0$	$\lambda \sim 79,5$	$\lambda \sim 81,5$

Tafel 3. ω -Zahlen

	λ	Querschnitt				DIN 4114
		a	b	c	d	
St 37	20	1,00	1,00	1,00	1,00	1,04
	30	1,03	1,03	1,03	1,02	1,08
	40	1,07	1,07	1,07	1,06	1,14
	50	1,12	1,12	1,12	1,12	1,21
	60	1,19	1,19	1,19	1,19	1,30
	70	1,28	1,28	1,28	1,29	1,41
	80	1,38	1,38	1,39	1,42	1,55
	90	1,52	1,52	1,53	1,57	1,71
	100	1,69	1,69	1,70	1,74	1,90
St 52	20	1,02	1,02	1,02	1,01	1,06
	30	1,05	1,05	1,05	1,05	1,11
	40	1,11	1,11	1,11	1,11	1,19
	50	1,18	1,18	1,18	1,19	1,28
	60	1,28	1,28	1,28	1,30	1,41
	70	1,42	1,42	1,42	1,46	1,58
	80	1,62	1,62	1,62	1,65	1,79

Wie aus der Tafel 3 eindeutig hervorgeht, unterscheiden sich die ω -Zahlen der Querschnitte a, b und c bei St 52 überhaupt nicht und bei St 37 nur für λ von 80 bis 100 um 0,01. Diese Abweichung liegt aber im allgemeinen im Bereich der Rechenungenauigkeit. Die in [1] angegebenen ω -Zahlen gelten also genau für dünnwandige und dickwandige Rohrquerschnitte bis $t/D = 1/6$. Durch die Wahl einer geringeren Wanddicke sind keine günstigeren ω -Zahlen zu erhalten.

Der Vollkreisquerschnitt ergibt bei St 37 von $\lambda = 70$ bis $\lambda = 103$ und bei St 52 von $\lambda = 50$ bis $\lambda = 81$ größere ω -Zahlen als in [1] angegeben. Die dort geforderte Bemessung dieses Querschnittes mit den ω -Zahlen der DIN 4114 ist aber viel zu ungünstig, wie die Gegenüberstellung in Tafel 3 zeigt. Wenn dieser verhältnismäßig selten vorkommende Querschnitt zu bemessen ist, würde ich deshalb die Verwendung der ω -Zahlen des Querschnittes d für angebracht halten, da ja diese Zahlen unter den gleichen Voraussetzungen und Sicherheitsbetrachtungen wie die in [1] aufgeführten ermittelt wurden¹⁾.

¹⁾ Die Schriftleitung macht darauf aufmerksam, daß die ω -Zahlen für Vollkreisquerschnitte behördlich nicht eingeführt sind.

Verschiedenes

Die Straßenbrücke über die Seine bei Tancarville¹⁾

1. Allgemeines

Am 25. Juli 1959 wurde die Hängebrücke bei Tancarville über die Seine zwischen Rouen und Le Havre dem Verkehr übergeben. Bereits seit dem Jahre 1883 wurden für eine feste Überspannung oder Unterführung der Seine in dieser verkehrsreichen Gegend Projekte aufgestellt: Eisenbahnbrücke, Tunnel, Schwebefähre, Fähre.

¹⁾ Nach Delcamp, A.: Le Pont-Route de Tancarville sur la Seine, Arts et Manufactures Décembre 1958 S. 49.

Weitere Quellen: Inauguration officielle du Pont de Tancarville: Sonderdruck aus Le Moniteur des Travaux Publics et du Bâtiment, vom 31. Juli 1959. La Technique des Travaux. Nov.-Dez. 1959 S. 365.

In Tafel 4 werden die zu den ω -Zahlen für Rohrquerschnitte gehörigen Schlankheiten der Rohre und des Winkels der DIN 4114 gegenübergestellt. Die Knickstellen der $\sigma_{d\text{zul}}$ -Linie des Winkelprofils liegen für St 37 bei $\lambda = 114,8$ und für St 52 bei $\lambda = 89$.

Tafel 4. Vergleichbare Schlankheiten λ

St 37			St 52		
ω	λ_{Rohr}	λ_{4114}	ω	λ_{Rohr}	λ_{4114}
1,00	20	< 20	1,02	20	< 20
1,03	30	< 20	1,05	30	< 20
1,07	40	27	1,11	40	< 20
1,12	50	37	1,18	50	39
1,19	60	47	1,28	60	50
1,28	70	58	1,42	70	60
1,39	80	68	1,62	80	72
1,53	90	79	1,83	85	82
1,70	100	89	2,05	90	90
2,05	110	107			
2,20	115	115			

Aus der Tafel 4 kann man die „Vergleichsschlankheit“ des Rohrquerschnittes ablesen, d. h. die Schlankheit, welche nach DIN 4114 die gleiche ω -Zahl ergibt wie die wirkliche Schlankheit des Rohres nach den neuen ω -Zahlen. Da nun einteilige Druckstäbe aus Rohren nicht nur im Stahlrohrbau, sondern in sehr großem Umfang auch im allgemeinen Hochbau als Stützen Verwendung finden, halte ich es für angebracht, diese Vergleichsschlankheit (im folgenden mit λ^* bezeichnet) zu verwenden, die es gestattet, mit nur einer ω -Zahlentafel auszukommen. Die meisten Statiker und Konstrukteure in Bau- und Ingenieurbüros werden dies als Erleichterung empfinden, da sie dann nur mit ihren gewohnten Taschenbüchern arbeiten brauchen, in welche sie sich die kurzen Formeln für λ^* eintragen können. Für die Errechnung der Vergleichsschlankheiten wird folgender Weg vorgeschlagen:

$$\begin{array}{ll} \text{St 37} & \text{St 52} \\ 20 \leq \lambda \leq 80 & \lambda^* = \lambda - 12, \\ 81 \leq \lambda \leq 100 & \lambda^* = \lambda - 11, \end{array} \quad \begin{array}{ll} 20 \leq \lambda \leq 70 & \lambda^* = \lambda - 10, \\ 71 \leq \lambda \leq 80 & \lambda^* = \lambda - 8. \end{array}$$

Für $\lambda > 100$ für St 37 und $\lambda > 80$ für St 52 sind die ω -Zahlen entweder aus den Tafeln in [1] zu entnehmen oder selbst leicht zu berechnen, da wir uns ja bereits im elastischen Bereich befinden und die Eulersche Knickspannung allgemein bekannt sein dürfte. Mit ihr erhält man die ω -Zahl sofort zu

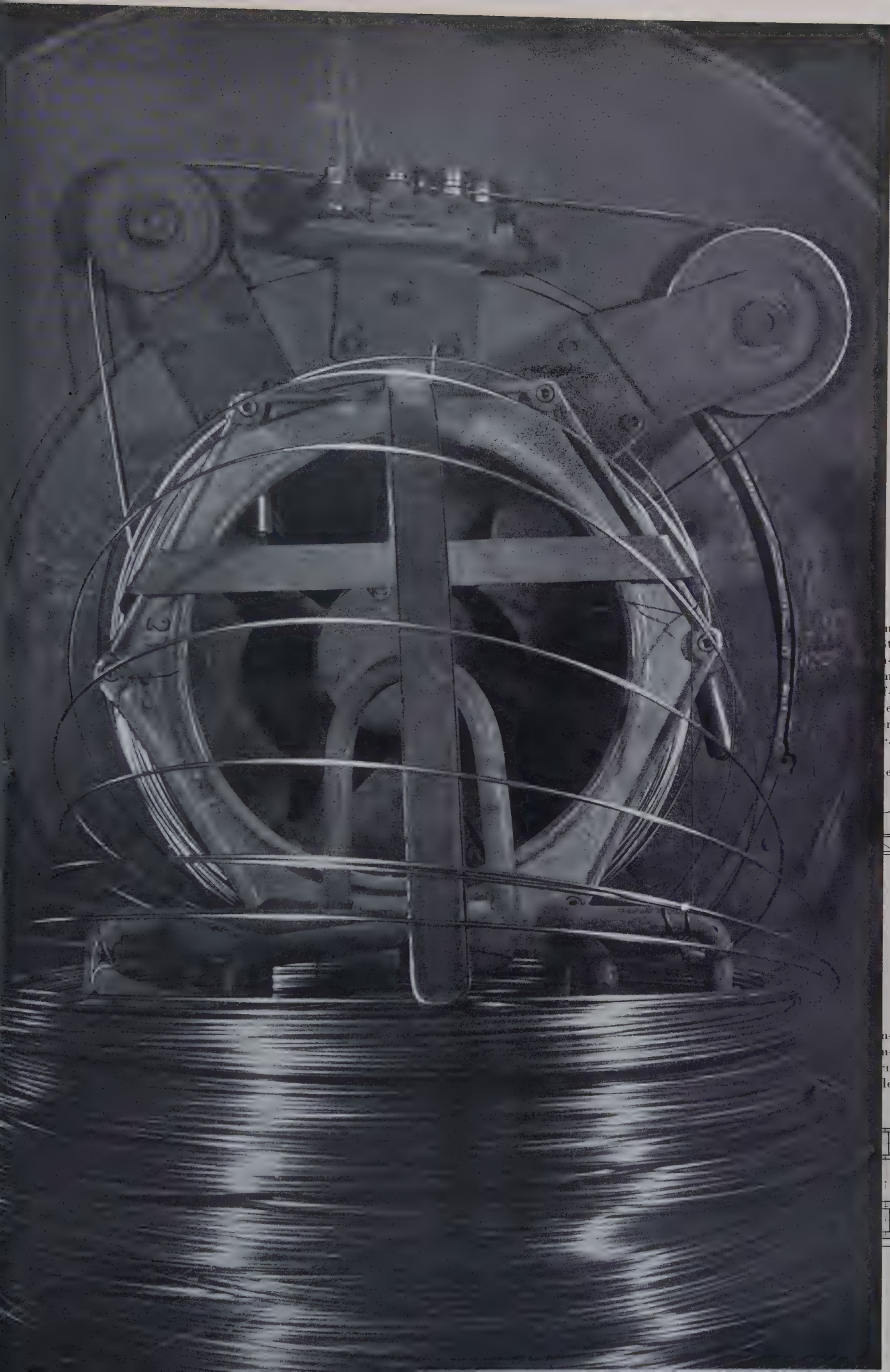
$$\omega = \frac{\sigma_{\text{zul}} \cdot 2,5}{\sigma_{\text{ki}}}, \quad \text{wobei} \quad \sigma_{\text{ki}} = \frac{\pi^2 \cdot E}{\lambda^2} \quad \text{ist.}$$

Für σ_{zul} ist 1400 kg/cm² oder 2100 kg/cm² einzusetzen, je nach Stahlgüte.

Die Gefahr, daß bei $\lambda < 32$ oder 30 ohne ω gerechnet werden könnte, halte ich für sehr gering, weil einerseits diese Schlankheiten im Bauwesen sehr selten vorkommen und andererseits jedem verantwortungsbewußten Ingenieur bekannt sein dürfte, daß bei $\lambda \geq 20$ jeder Knickspannungsnachweis mit ω behaftet ist, das notfalls (für $\lambda^* < 20$) aus den Tafeln der DIN 4114 extrapoliert werden kann.

Schrifttum

- [1] Klöppel, K. und Guder, W.: Die neuen ω -Zahlen für Rohrquerschnitte. Stahlbau 28 (1959) S. 205/212.
- [2] Klöppel, K. und Guder, W.: Traglastversuche mit ausbetonierten Stahlrohren. Stahlbau 26 (1957) S. 44/50.
- [3] Klöppel, K.: Einführung in die DIN 4114 (Vortragsreihe gehalten vom 26. bis 28. 3. 1956 vor dem AIV Nordbayern in Nürnberg).



n
t
r
n
e
r
e
e



n-
n-
ru
le



A

Ihre Vorteile:

Auf Wunsch auch verbronzte Agil-U. P.-Schweißdrähte

Für Ihre stationäre Anlage der von uns entwickelte, in der Praxis

bewährte 1.000-kg »Kronenstock«

Das bedeutet:

keine Schweißunterbrechung mehr durch Spulenwechsel



zuverlässig arbeiten mit Agil-U. P.-Schweißdraht

Agil-Schweißdrähte für Unterpulverschweißung erhalten Sie von der kleinsten
Spule bis zum besonders wirtschaftlichen 1.000-kg „Kronenstock“ (Spulkorb).

AGIL SCHWEISSDRAHT DR. VAAS G.M.B.H. • DORTMUND • SPRINGORUMSTRASSE 140
TEL.: 8941 (HOESCH AG WESTFALENHÜTTE)

Technische Messe Hannover: Bitte, besuchen Sie uns im Hoesch-Messehaus (Freigelände Stahlstraße)



Bild 1. Ansicht des Bauwerks, Blickrichtung bergwärts

76, 608, 176 m und ein Rampenbauwerk auf dem Süd-Ufer (Bild 1). Die Fahrbahnbreite beträgt 12,50 m, die Breite der Bürgersteige je 1,375 m, so daß sich ein Kabelabstand von 16 m ergibt (Bild 2). Die Größe der mittleren Spannweite von 608 m resultiert aus der Forderung der Schiffsverkehrsbehörde, keine Bauwerke im Fluß zu errichten.

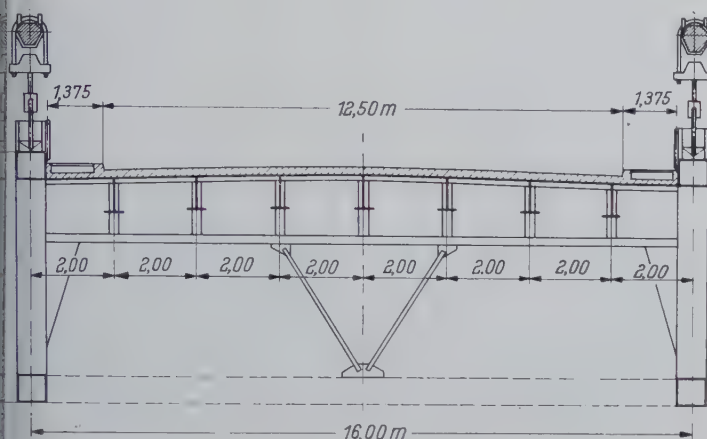


Bild 2. Querschnitt des Brückenträgers

Folgende Zahlen geben einen Begriff von dem Umfang der ausgeführten Arbeiten:

Stahlbeton mit 3000 t Bewehrungsstahl	19 000 m ³
Spannbeton mit 400 t Spannkabel	16 000 m ³
Walz-, Schmiede-, Gußstahl	8 200 t
Stahlkabel	3 200 t

Das System der Brücke ist vierfach statisch unbestimmt; der Brückenträger ist als Durchlaufträger über vier Lager ausgebildet, von denen das rechte fest, die übrigen verschieblich sind. Gewählt wurden demnach als Statisch-Überzählige die beiden Horizontal-komponenten der Kabelzugkräfte und die Stützmomente über den beiden mittleren Lagern.

Die mit Hilfe elektronischer Rechenmaschinen ausgeführte statische Berechnung wurde an einem Modell i. M. 1 : 100 geprüft. In der Mittelöffnung beträgt die maximale Durchsenkung des Trägers unter Last 2,60 m, das ist 1/234 der Stützweite.

Die theoretischen Ermittlungen über die aerodynamische Stabilität wurden von Professor Rocard an der École Normale Supérieure in einem eigens hierfür errichteten Windkanal bestätigt. Die kritische Windgeschwindigkeit liegt bei ca. 700 km/h, während die auftretende Maximal-Geschwindigkeit etwa 180 km/h beträgt.

Das Rampenbauwerk ist eine Folge acht einfacher Balken mit Spannweiten von Pfeiler zu Pfeiler von 50 m. Jede Öffnung wird von fünf Spannbeton-T-Trägern überspannt.

2. Hauptkonstruktionsteile

Der Brücken-Durchlaufträger hat eine Länge von 960 m und erfährt infolge Temperatur- und Lastenflüssen eine Längenänderung von maximal ± 40 cm. Die für die aerodynamische Stabilität notwendige Torsionssteifigkeit ergibt sich aus der Geschlossenheit des Brückenquerschnitts, der aus den beiden seitlichen Versteifungsträgern, der Fahrbahnplatte und den Quer- und Längsträgern oben und dem Windverband unten gebildet wird (Bild 2).

Die Versteifungsträger sind ausgeführt als einfaches Dreiecksgerüstwerk mit steigenden und fallenden Diagonalen und jeweils einer Vertikalen unter den Kabelhängern.

Die vollwandigen Querträger von 1,60 m Höhe liegen jeweils an den Vertikalen und tragen 7 Längsträger mit einer Stützweite von je 10,667 m zwischen den Querträgerachsen.

Als Fahrbahnplatte wurde eine 10 mm dicke Blechtafel, eine 9,5 cm dicke Beton- und eine 4,0 cm dicke Asphaltdecke aufgebracht. Zur Herstellung der Verbindung und zur Vermeidung jeden

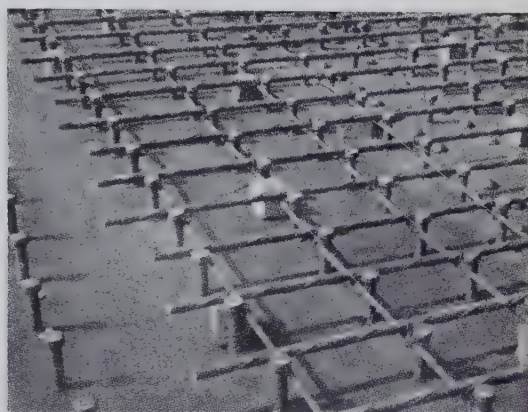


Bild 3. Fahrbahnblech mit „Nelson“-Bolzen und Stahlbewehrung

Gleitens zwischen Beton und Blech wurden die sogenannten „Nelson“-Bolzen verwendet, die stehend auf das Blech aufgeschweißt werden (Bild 3). Die Bolzen sind 75 mm hoch und 16 mm im Durchmesser mit einem angestauchten Kopf von 12 mm Höhe und 25 mm Durchmesser. Bei Bruchversuchen erfolgte der Bruch erst bei Aufbringen der zehnfachen Nutzlast (400 kg/m²), und zwar nicht infolge Gleitens zwischen Beton und Blech, sondern infolge Versagens der Betondruckzone. Warum eine derart hohe Sicherheit gewählt wurde, geht aus der Darstellung nicht hervor.

Die Verankerungsblöcke an den beiden Ufern wurden infolge Geländeunterschieden verschieden konstruiert.

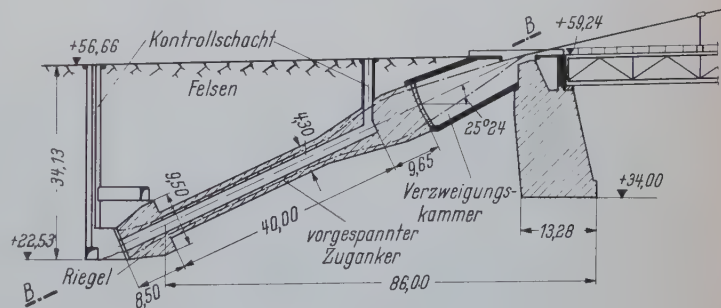


Bild 4. Linker Verankerungsblock, Schnitt A-A

Der linke Verankerungsblock besteht aus zwei Stahlbeton-Pfeilern, auf denen die Kabelsattel und das Ende des Brückenträgers aufliegen, aus zwei begehbaren Kabelverzweigungskammern und aus zwei Spannbeton-Zugankern, die an ihrem unteren Ende

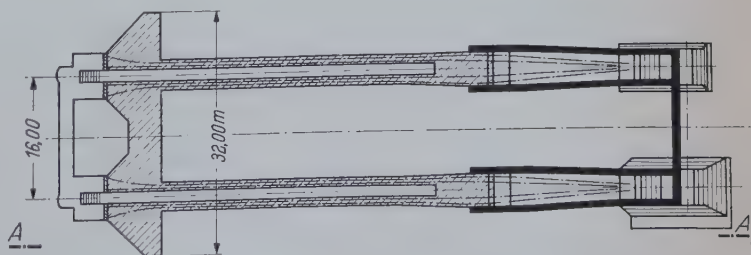


Bild 5. Linker Verankerungsblock, Schnitt B-B

durch einen Stahlbeton-Riegel miteinander verbunden sind. Die gesamte Konstruktion ist in den dort anstehenden Kalkfelsen eingelassen, der durch Zementinjektionen verfestigt wurde (Bild 4 und 5). Die an diesem Lager auftretenden Längenänderungen des Brückenträgers von ± 40 cm werden von Pendelstützen von 5,25 m Höhe aufgenommen.

Eine Größenvorstellung vom rechten Verankerungsblock vermittelt die der Zeichnung unterlegte Darstellung des Arc de Triomphe am Étoile in Paris (Bild 6). Der Verankerungsblock be-

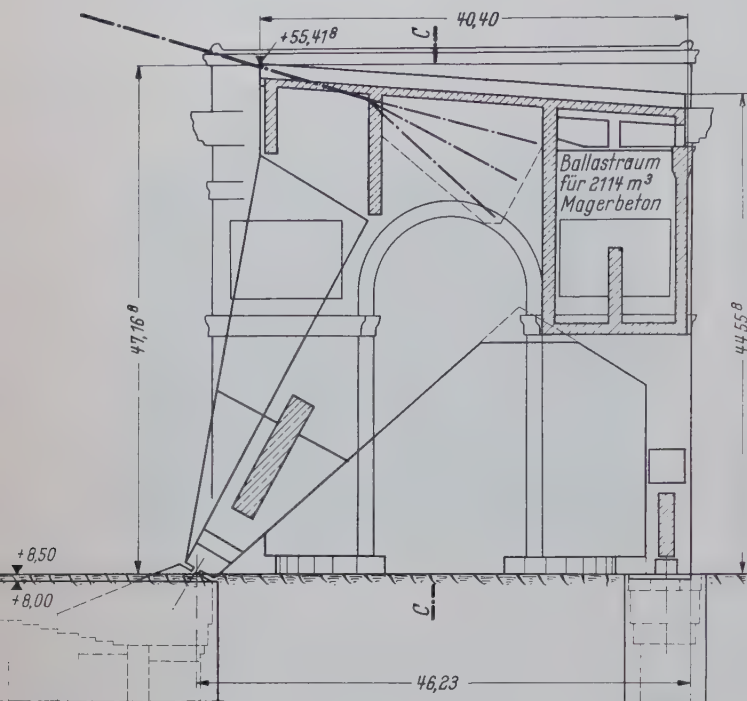


Bild 6. Rechter Verankerungsblock, Schnitt D-D

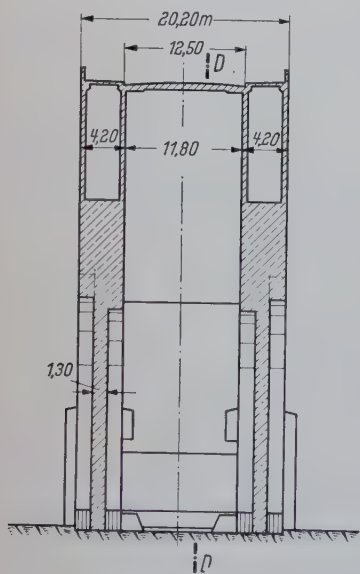


Bild 7. Rechter Verankerungsblock, Schnitt C-C

steht aus zwei Spannbeton-Scheiben mit je einer Dicke von 1,30 m und 4,20 m; sie sind durch Riegel und oben durch die Fahrbahnplatte verbunden (Bild 7).

Jede Scheibe ist eine Art Zweibock, dessen hinterer Ständer senkrecht, der vordere geneigt ist; die Neigung des vorderen Ständers ergibt sich aus dem Eigengewicht des Blockes von ca. 30 000 t und den maximalen Kabelzugkräften von ca. 16 000 t.

Das vordere Lager des Zweibocks ist gelenkig fest und als Linienkipplager ausgebildet, während das hintere gelenkig verschieblich ist; die Bewegungen in diesem Lager werden ermöglicht durch die Dehnbarkeit von vier „Neoprene“-Schichten, die zwischen Blechtafeln eingelegt sind.

Der Brückenträger ist an diesem Verankerungsblock durch ein Bolzengelenk mit horizontaler Achse angeschlossen.

Wie in Frankreich üblich sind die Pylonen in Stahlbeton gegossen. Sie erreichen eine Höhe von 123 m (Bild 8). Die Träger-Lagerung auf den Pylonen erfolgt hier wie auf dem linken Verankerungsblock für vertikale Lasten durch Pendelstützen von 5,25 m Höhe.

Die Windkräfte werden über die Mitte des Trägerquerschnitts auf in der Ansicht trapezförmige Betonwiderlager übertragen, die

die Kräfte in den Riegel und den Pylon abgeben (Bild 8). Die Stahlteile des Lagers können in der Aussparung zwischen den beiden trapezförmigen Betonwiderlagern die Längsbewegungen des Brückenträgers mitmachen.

Der Brückenträger ist an zwei Tragkabeln aufgehängt, von denen jedes aus 56 Litzen mit 72 mm Durchmesser besteht, und eine Gesamtlänge von 1060 m aufweist; über den beiden Seitenöffnungen sind die Kabel noch durch vier weitere Litzen verstärkt (Bild 11). Jede Litze setzt sich ihrerseits aus 169 Drähten von 4,7 mm Durchmesser zusammen mit einer Bruchgrenze des Einzeldrahtes von 150/160 kg/mm². Die tatsächlich auftretende Maximalspannung beträgt 50 kg/mm².

Die Kabel laufen auf den Pylonköpfen über Stahlguß - Sattellager mit einem Krümmungsradius von 4,50 m (Bild 9 und 10). Während der Montage wurden die Sattellager provisorisch auf 20 Rollen verschieblich gelagert. An den Verankerungsblöcken werden die Kabel aufgesplitt und die Litzen einzeln im Beton verankert.

Die Hänger im Abstand von 10,667 m bestehen aus einem Seil von 89 mm Durchmesser, gebildet aus 261 Drähten von 4,7 mm Durchmesser des gleichen Stahls wie oben. Die tatsächlich auf-

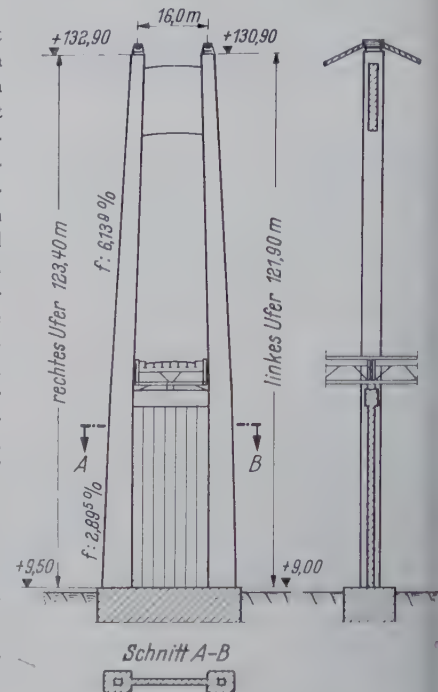


Bild 8. Stahlbeton-Pylon

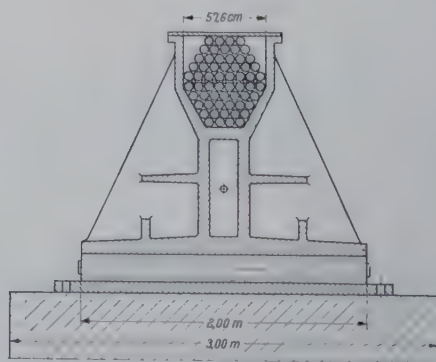


Bild 9. Kabelsattel auf den Pylonen, Ansicht

tretende Maximalspannung beträgt hier nur 30 kg/mm². Mit Schraubengewinden versehene Bügel schließen die Seilköpfe der Hänger an den Brückenträger und die Kabel an, ein in Frankreich gebräuchliches, bei uns wenig verbreitetes Verfahren (Bild 2). Die oberen Bügel umfassen die Kabelschellen, deren Klemmschraubenzahl mit der Neigung des Kabels von 8 auf 16 steigt.

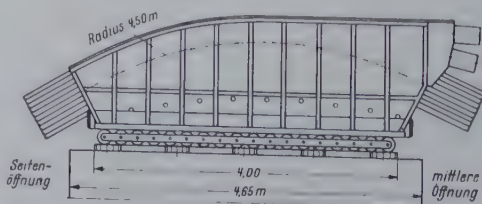


Bild 10. Kabelsattel auf den Pylonen, Schnitt

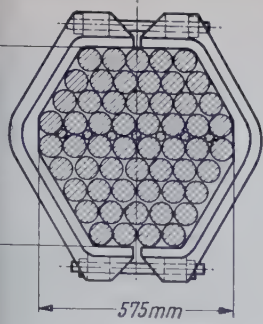


Bild 11. Kabelquerschnitt mit Kabelschelle

In der Mitte der mittleren Öffnung liegt der sogenannte „zentrale Knoten“, in dem das Tragkabel in den Brückenträger einläuft und durch eine Spezialschelle fest mit ihm verbunden ist. Innerhalb dieser Schelle sind zwischen die horizontalen Lagen der Litzen Keilstäbe eingelegt, die das Kabel auftreiben, um die hier wirkende Kraft von maximal 1500 t übertragen und ein Gleiten verhindern zu können (Bild 12).

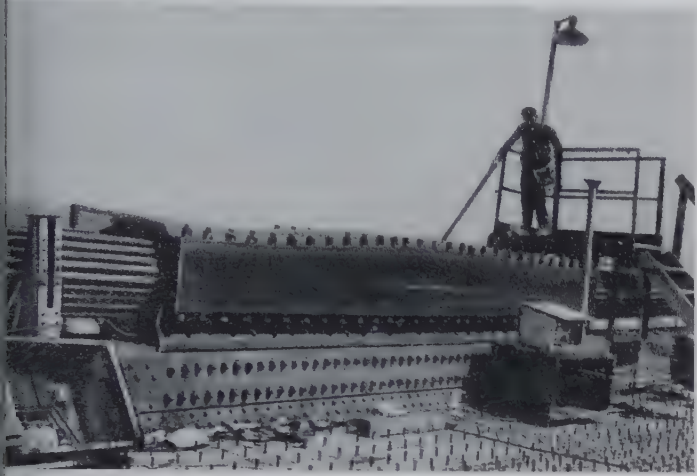


Bild 12. Zentraler Knoten

Durch diese zusätzliche Verspannung im „zentralen Knoten“ und die große Torsionssteifigkeit des Trägerquerschnitts konnte die kritische Windgeschwindigkeit sehr weit aus dem Bereich der tatsächlich auftretenden Windgeschwindigkeiten herausverlegt werden.

3. Montage

Die Montage stand unter der Forderung, die Schifffahrt weder zu unterbrechen noch zu behindern. Montagefolge: Erstellung der Verankerungsblöcke und Pylonen, Kabelverlegung, Anhängen des Brückenträgers.

Eine besondere Schwierigkeit bei der Montage bestand darin, das Kabel hinsichtlich seines Durchhanges so exakt zu verlegen.

sätzlicher Kabel-Durchhang von ca. 6 m ein, der nur mit Kenntnis des Elastizitätsmoduls E des Kabels ermittelt werden konnte. Dieser ergab sich im Laboratoriumsversuch bei der ersten Belastung zu $1,21 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$, bei wiederholten Belastungen zu $1,60 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$.

Das Verlegen des Tragkabels wurde wie gewöhnlich unter Benutzung eines Hilfstragkabels von geringerem Durchmesser vorgenommen; das einzuziehende Kabel wurde durch ein weiteres Hilfskabel gezogen und rollte von einem Ufer aus an Seilrollen aufgehängt über das Hilfstragkabel. Die Rollen hatten einen gegenseitigen Abstand von 10 m.

Beim Justieren der Kabel waren besonders die Einflüsse der mittleren Kabeltemperatur und der Pylonkopf-Verschiebungen durch Sonneneinstrahlung zu berücksichtigen. Fünf Nivellierinstrumente vermaßen die Lage der beiden Pylonköpfe und die Größe der drei Kabeldurchhänge. Aus den Differenzen der Soll-Werte und der gemessenen Ist-Werte konnten die Ingenieure auf der Baustelle an Hand aufbereiteter Formeln ermitteln, um welche Beträge die Kabel an den Verankerungsblöcken abgelassen oder angezogen werden mußten, um die richtige Lage zu erreichen. Nach mehreren Wiederholungen erzielte man schließlich die geforderte Lage. Dieses genaue Verfahren wurde nur bei den beiden ersten Seilen angewandt; bei den übrigen galt als Kontrolle für die richtige Lage Parallelität und leichter tangentialer Kontakt der Seile untereinander.

Unbelastet soll der Brückenträger selbst keine Beanspruchungen aufweisen, das Eigengewicht übernimmt das Kabel; in diesem beanspruchungsfreien Zustand weist der Brückenträger kreisbogenförmige Krümmungen auf, deren Radien für die Brückenöffnungen von links nach rechts 10 000, 15 000 und 4500 m betragen.

Um diese geringen Krümmungen in der Starr-Montage exakt verwirklichen zu können, wurden die Nietlöcher in den Werken mit endgültigem Durchmesser von 21 und 25 mm verbohrt und die Träger in Teilen von 30 bis 70 m Länge vormontiert. Anschließend wurden diese Teile wieder zerlegt, auf der Baustelle gelagert und von dort durch Winden in die Höhe des Trägers gehoben. Man begann mit der Montage an sechs Stellen gleichzeitig, und zwar auf beiden Seiten der Pylonen und beidseits des „zentralen Knotens“. Die Schlußstücke — zwei in der Mittelöffnung und die zwei Endstücke zu den Widerlagern hin —, deren Länge durch direkte Messung bestimmt wurde, wurden auf der Baustelle fertiggestellt.

Der untere Teil des „zentralen Knotens“ von 12 t Gewicht mußte zusammen mit dem Obergurt des Brückenträgers montiert werden; diese Montageeinheit wog zusammen 40 t und wurde auf dem Wasserwege transportiert.



Bild 13. Gesamtansicht

Daß nach Anhängen des Brückenträgers dieser ohne Nachregulieren die geforderte Höhenlage einnahm. Ein Nachregulieren der Höhenlage durch Längen oder Kürzen der Hänger war deshalb nicht möglich, weil durch den „zentralen Knoten“ die Hängertlängen festgelegt waren. Beim Anhängen der Stahlkonstruktion trat ein zu-

Mit Stolz verweisen die Franzosen nicht nur auf die Größe des Bauwerks (Bild 13) — es ist die größte Hängebrücke des kontinentalen Europa —, sondern auch auf die französische Rekordleistung vom Einbau von 7000 t Stahlkonstruktion in sieben Monaten.

P. B e r g, Bingen

Der Einfluß der Bestrahlung auf den Konstruktionswerkstoff in Kernkraftanlagen¹⁾

Die heute noch erheblichen Kosten für die Versuchs- und Leistungsreaktoren sind zu einem großen Teil dadurch bedingt, daß der Bestrahlungseinfluß auf die mechanischen Eigenschaften der Konstruktionswerkstoffe noch ungenügend bekannt ist, und daher hohe Sicherheitsfaktoren in Rechnung gesetzt werden müssen. Auch der vorliegende Bericht läßt erkennen, daß der Weg zu einer breiteren Erkenntnis der wirkenden Ursachen noch recht beschwerlich ist. Es liegen zwar die Ergebnisse einer Anzahl von unlegierten und legierten Ferrit-Stählen sowie von austenitischen Stählen und anderen kubisch flächenzentrierten Metallen vor, aber die Bestrahlungseinflüsse auf die einzelnen Eigenschaften sind so unterschiedlich, selbst bei Werkstoffen mit ähnlichen Eigenschaften im unbestrahlten Zustand, daß es noch nicht gelungen ist, ordnende Gesichtspunkte zu finden. Auch die Versuchsunterlagen müssen noch erheblich erweitert werden.

Die im Bericht beschriebenen Untersuchungen beziehen sich auf die Beeinflussung der Meßwerte bei Zimmertemperatur durch schnelle Neutronen mit Dosen zwischen $5 \cdot 10^{18}$ und $1 \cdot 10^{20}$ Neutronen je cm^2 bei Bestrahlungstemperaturen zwischen 65 und 415° C. Bezugswerte sind die unbestrahlten Proben. Die wichtigsten Ergebnisse sind bei Stählen: Die Streckgrenze kann bei höheren Dosen um den Faktor 2 bis 3 zunehmen. Mit zunehmender Bestrahlungstemperatur nimmt die Zunahme ab. Hierbei wurden keine Ausnahmen festgestellt. Die Zugfestigkeit wird weniger erhöht als die Streckgrenze und vielfach bei höheren Bestrahlungstemperaturen mehr als bei niedrigen. Die Bruchdehnung wird erniedrigt, die Querschnittsminderung nur bei hohen Dosen. Die nach Ansicht des Verfassers konstruk-

tiv besonders wichtige Gleichmaßdehnung wird bei kleinen Dosen stärker vermindert als die Querschnittsabnahme, und sehr stark bei hohen Dosen, so daß die Einschnürung schon bei oder kurz nach der Streckgrenze erfolgen kann. Soweit sich erkennen läßt, wirkt sich eine feineres Korn in einer stärkeren Erhöhung der Festigkeitseigenschaften aus. Die Streckgrenze wird mit zunehmender Dosis immer weniger ausgeprägt. Die Kerbzähigkeit-Temperatur-Kurve wird nach höheren Temperaturen verschoben und der Höchstwert der Kerbzähigkeit vermindert. Der Bruch bleibt aber ein transkristalliner Gleit- oder Spaltbruch. Ein systematischer Einfluß der chemischen Zusammensetzung auf die Bestrahlungswirkungen scheint nicht zu bestehen.

Aus den Ergebnissen folgert der Verfasser, daß Kohlenstoffstähle nicht schlechter sind als niedrig legierte Stähle. Aluminiumberuhigte Stähle sind siliziumberuhigten vorzuziehen. Ob hierbei ein Einfluß der Zusammensetzung oder der Korngröße vorliegt, ist nicht bekannt. Kohlenstoffgehalte von rd. 0,2 % sind vorteilhaft hinsichtlich der Gleichmaßdehnung und der Festigkeitswerte. Herstellung und Wärmebehandlung sollten auf möglichst geringe Übergangstemperaturen im unbestrahlten Zustand ausgerichtet sein.

Von den kubisch flächenzentrierten Metallen liegen nur wenige für die Ingenieure geeignete Daten vor. Gemeinsam ist allen diesen Werkstoffen, daß sie durch Bestrahlung eine ausgeprägte Streckgrenze erhalten. Der oberen Streckgrenze geht aber eine plastische Formänderung voraus und der Übergang zur unteren Streckgrenze erfolgt ziemlich langsam; außerdem besteht im Fließbereich ein deutlicher Verfestigungsanstieg. Die Bruchdehnung wird nur wenig beeinflusst, die Gleichmaßdehnung bei hohen Dosen dagegen stark vermindert. Bei Nickel wurden bei tiefen Temperaturen Sprödbrüche beobachtet.

A. Kochendörfer

¹⁾ Nach J. G. Wilson: Effects of irradiation on the structural materials in nuclear power reactors. Second United Nations International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy. A/Conf. 15/P/1978 USA June 1958.

Ein Beitrag zur Festigkeitsbeurteilung von Metallklebverbindungen bei einfachen und zusammengesetzten statischen Beanspruchungen¹⁾

1. Grundbegriffe und Stand der Erkenntnis

Das Verbinden metallischer Bauelemente durch Kunstharzkleber wird seit Jahren im Flugzeugbau mit wachsendem Erfolg und Umfang durchgeführt. Hierbei galt es fast ausschließlich, zugbelastete Überlappungsstöße von Leichtmetallblechen als sogenannte Zugscherverbindungen (Bild 1) zu kleben. Die auftretenden Klebe-

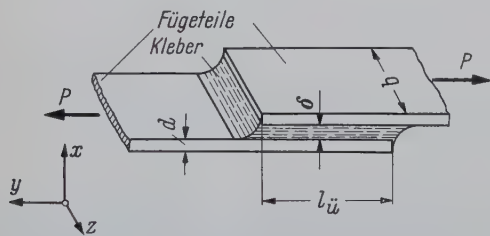


Bild 1. Zugscherverbindung

probleme standen somit untereinander in einer Beziehung enger mathematischer Ähnlichkeit, was zur Folge hatte, daß die bisher bekannten Prüf- und Berechnungsmethoden auf Ähnlichkeitsgesetzen aufbauten, die eine exakte Erkenntnis der recht komplizierten Spannungsverteilung innerhalb der Kleberschicht weder benötigten noch liefern konnten.

Üblicherweise wurde zur Festigkeitsbeurteilung eine Zugscherverprobe gemäß Bild 1 ähnlich der geplanten Verbindungsform geschaffen und einem Zerreißversuch unterworfen. Die nach der vereinfachten Beziehung $\tau_{zsch} = \frac{P}{b \cdot l_u}$ gefundene Bruchfestigkeit, Zugscherverfestigkeit genannt, wurde zum Ausgangspunkt der weiteren Festigkeitsberechnung gemacht.

Diese Vergleichsspannung ist keineswegs nur ein Mittelwert des infolge Blechdehnung ungleichmäßig verteilten Schubes τ_{xy} , sondern die Auswirkung komplizierter räumlicher Spannungszustände, die verschiedenste Bruchursachen hervorgerufen können.

So erzeugt die durch P und τ_{xy} verursachte Blechdehnung außer ungleichmäßiger Schubverteilung auch Längsspannungen σ_y im Kleber. Ferner neigen die Bleche dazu, sich unter dem einseitig angreifenden Schub τ_{xy} voneinander wegzukrümmen (Schälwirkung), wobei weitere Normalspannungen σ_x auftreten müssen. σ_x und σ_y

wiederum lösen Querkontraktionsspannungen aus, da die metallischen Fügeteile einen ca. 25 ÷ 70 mal größeren Elastizitätsmodul besitzen als der angeschlossene Kleber. Schließlich sorgt noch der hohlkehlenförmige Auslauf der Kleberfuge für Kerbspannungen an den Nahtenden, deren Einfluß bei Klebern bisher noch nicht systematisch untersucht worden ist.

Die Verteilung von τ_{xy} ist von Volkersen [1] erstmalig in einer Form untersucht worden, die auch dann Ähnlichkeitsbetrachtungen zuläßt, wenn der Tatbestand strikter geometrischer Ähnlichkeit nicht mehr vorliegt, allerdings nur für rein elastischen oder idealplastischen Kleber:

$$\frac{\tau_{xy\max}}{\tau_{zsch}} = f = \text{Spannungsspitzenfaktor.}$$

Für den Fall symmetrischer Verbindungen (beide Laschen von gleicher Längsteifigkeit in y-Richtung) und eines rein elastischen Klebers findet er diesen Faktor zu

$$f = \sqrt{\frac{\Delta}{2}} \cdot \coth \sqrt{\frac{\Delta}{2}}.$$

Hierin ist $\Delta = \frac{G \cdot l_u^2}{E \cdot d \cdot \delta}$ der Steifigkeitsbeiwert, meist auch

Volkersen-Faktor genannt.

(G = Gleitmodul des Klebers, E = Elastizitätsmodul des Fügeteils). Wie der Aufbau von f zeigt, müssen alle Verbindungen mit gleichem Steifigkeitsbeiwert — bei gegebener Bruch-Schubfestigkeit des Klebers —, gleiche Zugscherverfestigkeit τ_{zsch} aufweisen, vorausgesetzt, daß alleine der Schub τ_{xy} gefährliche Werte annimmt. Auf empirischem Wege kommt de Bruyne [2] zu einem anderen Ähnlichkeitsfaktor, dem Binde- oder Gestaltfaktor:

$$f = \frac{l}{l_u}$$

An Hand von Versuchsergebnissen weist er nach, daß symmetrische Einfach-Laschenverbindungen (gemäß Bild 1) immer dann gleiche Zugscherverfestigkeit besitzen (gleicher Kleber und gleicher Fügeteilwerkstoff vorausgesetzt), wenn ihr Gestaltfaktor gleich ist.

Hertel [3] gelang es, die Verwandtschaft dieses Faktors mit dem Steifigkeitsbeiwert zu begründen.

Besonders eingehende mathematische Untersuchungen, die auch die Schälspannungen erfassen, liefern Goland und Reissner [4] unter der Annahme rein elastischer Kleber.

Alle genannten Verfahren müssen sich als unzureichend erweisen, sobald der Tatbestand einer Ähnlichkeit gänzlich entfällt, wie es

¹⁾ Nach Cornelius, E. A. und Müller, G.: Grundlagen der statischen Festigkeit von Metallklebverbindungen bei Zug-, Scher- und zusammengesetzten Beanspruchungen. Aluminium 35 (1959) 12, S. 695/703.

B. bei den meisten Verbindungsaufgaben der Fall sein wird, die in allgemeinen Maschinenbau zu erwarten sind. Dieser nämlich ist erzwungen, aus Festigkeits-Grundwerten, die bei einfachen und einheitigen Belastungen gewonnen wurden, über Bruchhypothesen auf beliebig zusammengesetzte Beanspruchungen zu schließen.

Neuartiges Prüfverfahren für Metallkleber
Um einen ersten Beitrag in dieser Richtung zu liefern, wurde im Institut für Maschinenelemente der T. U. Berlin [5] eine Proben-

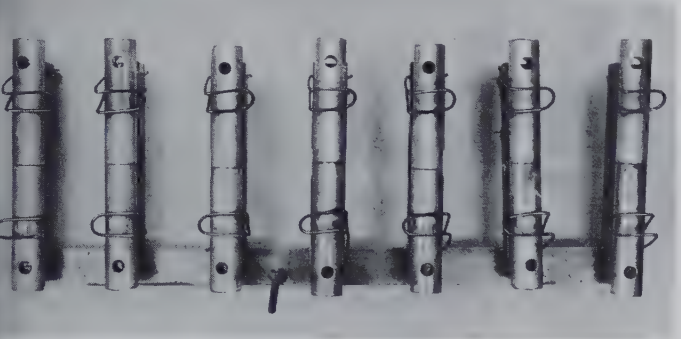


Bild 2. Rohrproben in Spannvorrichtung während der Aushärtung des Klebers

form in Gestalt stumpf verklebter Rohre gefunden (Bild 2), die es gestattet, die Klebnaht

- a) reinen Zuglasten P_N einer Zerreißmaschine,
- b) reinen Torsionslasten der aus Bild 3 ersichtlichen Zusatzeinrichtung und
- c) beliebig aus a) und b) zusammengesetzten Lasten auszusetzen. Derartige Versuche erschienen geeignet, erstmalig eine Bruchhypothese für Klebungen aufzustellen.

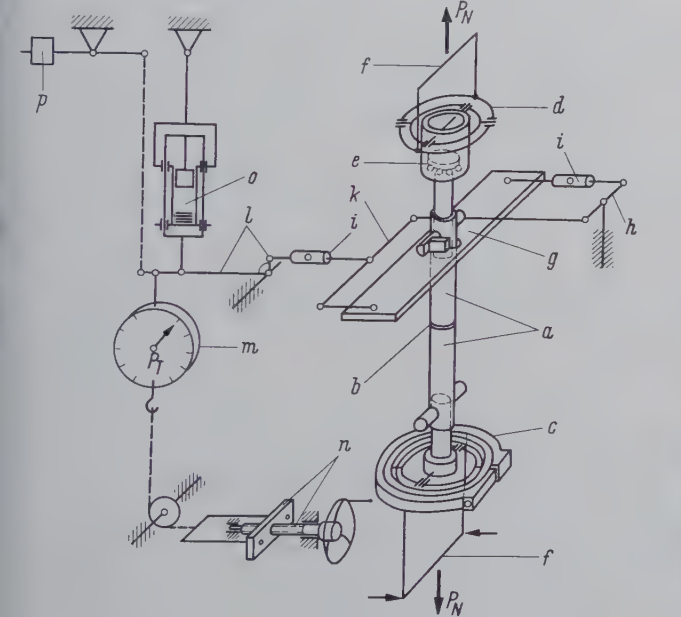


Bild 3. Schema der Lastaufbringung für Zug und Torsion
a = Rohrprobe mit Einspannringen, b = zu prüfende Klebnaht, c = untere kardanische Aufhängung mit Klemmverbindung zum Ausgleich nicht fluchtender Einspann-
augen, d = obere kardanische Aufhängung, e = Kugellagertopf, f = Kraftangriff der Universalprüfmaschine, g = Torsionsjoch, h = Umlenkhebel, i = Spannschlüssel, j = Ausgleichshebel, k = Übersetzungshebel 1 : 10, l = Federwaage für Torsionslast, m = Spindel mit Mutter zur Aufbringung der Torsionslast, n = Fangvorrichtung mit Tellerfedern und hydr. Dämpfung, o = Ausgleichsgewicht für l, m und o.

Im Falle a) ergibt sich unter der durch Feindehnungsmessungen [5] gerechtfertigten Annahme völliger Querkontraktionsbehinderung an dünnen Kleberschichten

$$\sigma_x = \frac{P_N}{F} \quad \text{und} \quad \sigma_y = \sigma_z = \frac{\nu}{1 - \nu} \cdot \sigma_x$$

mit $\nu = 0,33 \div 0,38$ nach eigenen Messungen als Querdehnzahl.

Im Falle b) wird für rein elastischen Kleber

$$\tau_{xy} = \frac{M_d}{W_P} \quad \text{und für den Fall idealer Plastizität}$$
$$\tau_{xy} = M_d \cdot \frac{12}{\pi \cdot (D_a^3 - D_i^3)}$$

mit D_a = Außendurchmesser und D_i = Innendurchmesser der Rohrprobe. Die Koordinatenrichtungen sind aus Bild 4 ersichtlich. Wählt man $\frac{D_i}{D_a}$ hinreichend groß, so weichen beide Ergebnisse nur unwesentlich voneinander ab.

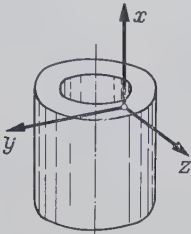


Bild 4. Koordinatensystem für Rohrprobennahrt

Als Belastungsgeschwindigkeit wurde $0,1 \div 0,2 \text{ kg/mm}^2 \text{ s}$ gewählt, da sich bei höheren Werten Festigkeitssteigerungen zeigten. Nahtdicken oberhalb $\delta = 0,1 \div 0,2 \text{ mm}$ führten zu verminderten Festigkeiten und wurden deshalb ebenfalls vermieden.

3. Versuchsergebnisse bei Zuglasten

Bei Zugbruchversuchen an Rohrproben traten einheitlich Trennungen zwischen Kleber und Fügefläche ein (Adhäsionsbrüche), wobei sich Werkstoff und Beschaffenheit der Fügeflächen stark auf die Festigkeit auswirkten, die — entsprechend den nie ganz einheitlichen Sauberkeitsbedingungen — beachtliche Streuungen aufwies. Der Werkstoffeinfluß ergab, in der Reihenfolge zunehmender Eignung, die Tendenz Messing → Stahl → Leichtmetalle.

4. Versuchsergebnisse bei Torsionslasten

Bei mit reinen Torsionslasten durchgeführten Bruchversuchen traten stets — ausgenommen bei grob verunreinigten Flächen — Risse innerhalb des Klebers selbst (Kohäsionsbrüche) ein, und zwar offensichtlich unter dem Einfluß der größten Hauptzugspannung: Diese Risse waren unter ca. 45° zur Fügefläche geneigt und ungefähr radial zur Rohrmittle — also auf die Verdrehungsachse hin — gerichtet (Bild 5). Werkstoff und Vorbehandlung der Fügeflächen zeigten sich daher als weitgehend ohne Einfluß auf die Festigkeit der Verbindung. Die Streuungen der Torsionsfestigkeiten waren durch Fortfall dieser wesentlichen Einflußquelle relativ gering.

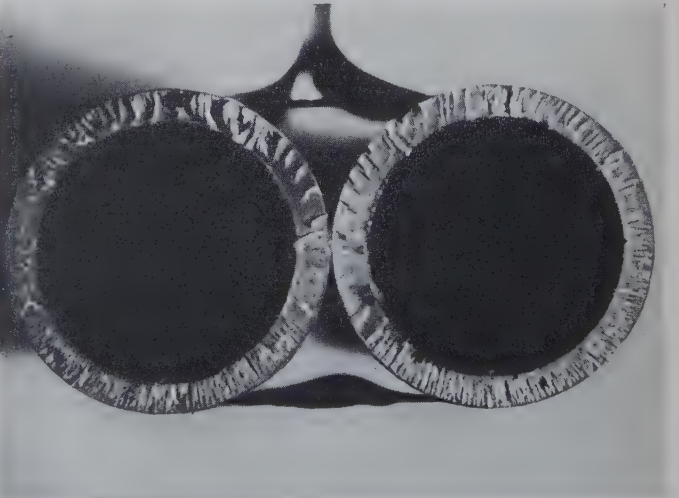


Bild 5. Charakteristischer Torsions-Kohäsionsbruch

Der Torsionsversuch ist somit das geeignete Kriterium für das Verhalten des Klebers in sich, während der Zugversuch Aufschlüsse gibt über den Einfluß des Fügeflächenwerkstoffes und seiner Behandlung.

5. Versuchsergebnisse bei gleichzeitiger Einwirkung von Zug- und Torsionslasten

Die Bilder 6 und 7 zeigen Beispiele von Bruchzuständen bei zusammengesetzter Last, und zwar entspricht jeder Abbildung eine Charge gleichartig behandelter Proben.

Versuche mit vorwiegender Zugbelastung zeigen das Bruchgefüge und die großen Festigkeitsstreuungen von Adhäsionsbrüchen. Ihre Bruchzustände lassen sich gut durch eine Gerade $\sigma_x = \text{konst}$ annähern, die dem Koordinatenursprung umso näher rückt, je schlechter die Haftbedingungen der Fügeflächen sind.

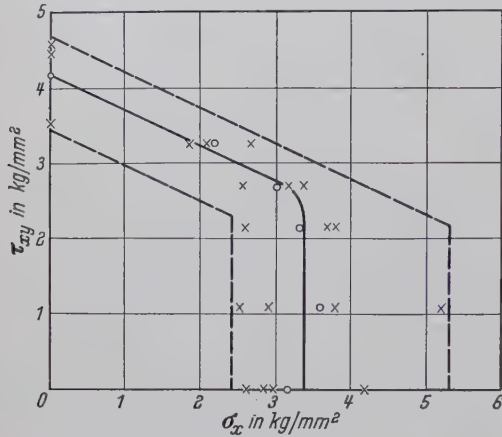


Bild 6. Bruchfestigkeit bei zusammengesetzter Belastung

Fügefläche: Ms, feingedreht; Araldit 103/951 (100 : 8);

Härtezeit: 35 min bei 130° C; $\delta \approx 0,1$ mm;

× = Meßwerte, o = Mittelwerte, - - - = Eingrenzg. d. Streubereichs

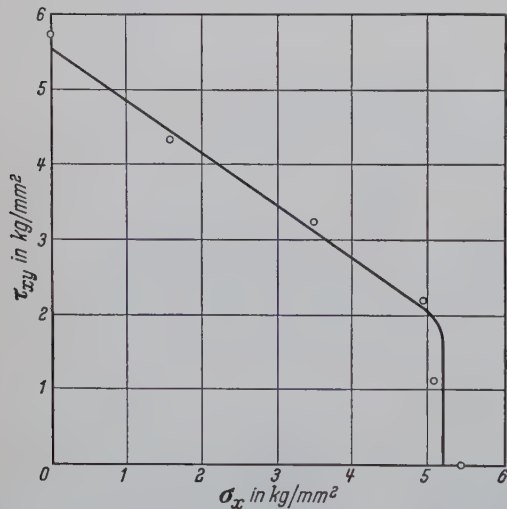


Bild 7. Bruchfestigkeit bei zusammengesetzter Belastung

Fügefläche: Al Mg Si, feingedreht und gebeizt; Araldit 103/951 (100 : 8);

Härtezeit: 35 min bei 130° C; $\delta \approx 0,1$ mm.

Die Bruchzustände mit vorwiegender Torsionslast hingegen zeigen typisches Kohäsionsbruchgefüge und gruppieren sich mit erheblich geringerer Streuung längs einer Geraden, die bei den verschiedenartigsten Versuchsbedingungen praktisch stets gleiche Neigung aufweist.

6. Eine Bruchhypothese für Metallklebverbindungen

Für den Festigkeitsverlauf $\tau_{xy} = f(\sigma_x)$ im Kohäsionsbereich wurden die Hauptzugspannungen der Bruchzustände errechnet gemäß:

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2}$$

mit $\sigma_y = \sigma_x \cdot \frac{\nu}{1 - \nu}$, d. h. für den Fall vollständiger Querkontraktionsbehinderung.

Dabei erwies sich, daß die größte Hauptzugspannung σ_1 für den Kohäsionsbereich einen innerhalb der jeweiligen Ofendcharge praktisch konstanten Wert besitzt. Bild 8 zeigt diesen Sachverhalt in Mohrscher Darstellung als Beispiel für Kurvenpunkte aus Bild 7.

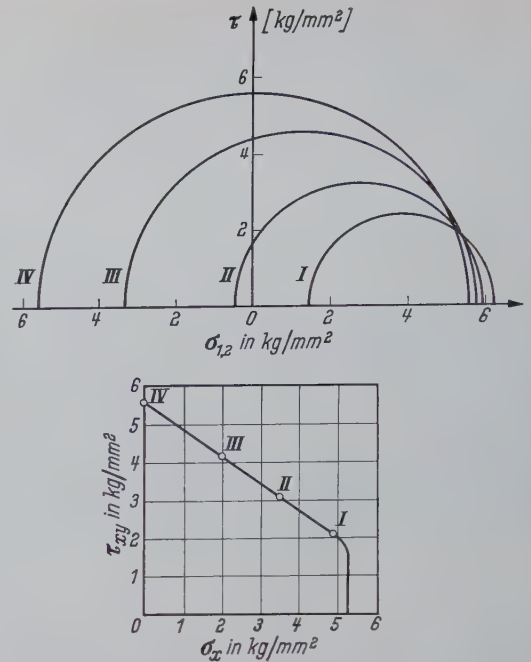


Bild 8. Bruchzustände aus Bild 7 in Mohrscher Darstellung

Die größte erträgliche Hauptzugspannung ist somit als Bruchkriterium für den Kohäsionsbereich anzusehen. Sie ergibt sich experimentell aus dem reinen Torsionsversuch ($\sigma_x = \sigma_y = 0$) gemäß obiger Gleichung zu

$$\sigma_1 = \tau_{xy} (\sigma_x = 0).$$

Im Adhäsionsbereich genügt, wie Abschnitt 5 zeigte, das Ergebnis des reinen Zugversuches zur Festigkeitsbeurteilung. Die scheinbare Einflußlosigkeit gleichzeitig aufgebrachter Torsionslasten läßt sich durch eine Reibungshypothese erklären:

Soll ein Körper, z. B. ein Kleberelement, der mit einer Kraft P_x gegen seine Unterlage gepreßt wird, gemäß Bild 9 a durch eine Kraft

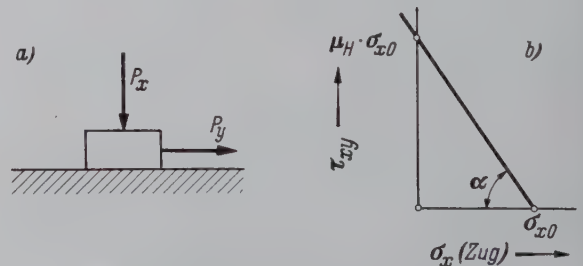


Bild 9. Reibungshypothese der Adhäsionsbrüche

P_y bewegt werden, so gilt bei Vernachlässigung der Beschleunigungskräfte:

$$P_y = \mu_H \cdot P_x \quad (\mu_H = \text{Haftbeiwert}).$$

Läßt man die Bodenfläche dieses Elementes gegen Null gehen, so werden aus den Kräften Spannungen:

$$\tau_{xy} = \mu_H \cdot \bar{\sigma}_x$$

Die Anpreßspannung $\bar{\sigma}_x$ setzt sich beim Kleber aus zwei Komponenten zusammen:

a) den spezifischen Adhäsionsspannungen σ_{x0} , deren Natur heute noch nicht völlig geklärt ist,

b) den entgegengerichteten Spannungen σ_x aus der Zuglast P_N .

Es ist demnach $\bar{\sigma}_x = \sigma_{x0} - \sigma_x$ und damit

$$\tau_{xy} = \mu_H \cdot (\sigma_{x0} - \sigma_x).$$

Im reinen Zugversuch ist also die Bruchbelastung σ_x genauso groß wie die Adhäsion σ_{x0} . Dieser Zusammenhang ist in Bild 9 b dargestellt: Der Anstieg des Festigkeitsverlaufs $\tau_{xy} = f(\sigma_x)$ ist also $\text{tg } \alpha = \mu_H$.

Nun sind in neueren Versuchen [6] bei völlig sauberen Oberflächen Haftbeiwerte von $\mu_H \approx 100$ gemessen worden. Damit wird α sehr groß, und unsere Kurve $\tau_{xy} = f(\sigma_x)$ verläuft praktisch parallel zur Ordinate, wie beobachtet.

Um die Bruchgefahr einer Klebverbindung bekannter statischer Beanspruchung zu beurteilen, können nun Rohrproben mit gleichem Tügefächwerkstoff und -zustand, gleichem Kleber und gleichen Behandlungsbedingungen in reinen Zug- und Torsionsversuchen statisch zu Bruch gebracht werden.

Ist σ_1 der betrachteten Verbindung $< \tau_{xy \text{ Bruch}}$ ($\sigma_x = 0$) der Rohrprobe und die Schälspannung σ_x der betrachteten Verbindung $< \sigma_{x \text{ Bruch}}$ ($\tau_{xy} = 0$) der Rohrprobe, so besteht keine Bruchgefahr.

Das Verfahren versagt jedoch, wenn σ_x eine Drucklast ist. In solchen Fällen erwies sich $\tau_{xy} < \tau_{xy \text{ Bruch}}$ ($\sigma_x = 0$) der Rohrprobe als sichere Festigkeitsgrenze. Dr.-Ing. G. Müller, Hannover

Der Einfluß der Feuerverzinkung auf die Kerbschlagzähigkeit eines Baustahls WR St 37-2 nach DIN 17100 bei unterschiedlicher Kerbschärfe¹⁾

Die Anwendung der Feuerverzinkung blieb trotz ihrer außerordentlich guten Schutzwirkung gegen Korrosionsangriffe bisher im wesentlichen auf Gegenstände beschränkt, die nicht sehr hohen mechanischen Beanspruchungen ausgesetzt sind. Der seltene Gebrauch der Feuerverzinkung als Oberflächenschutz im Stahlbau, Fahrzeugbau und Schiffsbau erklärt sich einmal aus den relativ großen Abmessungen der zu verzinkenden Teile, zum andern aus den noch ungenügend untersuchten Einflüssen auf das Festigkeitsverhalten der behandelten Gegenstände. In diesem Zusammenhang interessiert vor allem der Einfluß der Zinkbadtemperatur (450° C) und möglicherweise der Eisen-Zink-Legierungsschichten auf die Kerbschlagzähigkeit des Stahls.

Zur Abgrenzung des reinen Temperatureinflusses gegenüber der Wirkung der Eisen-Zink-Legierungsschichten wurde deshalb ein nach einem Sonderverfahren erblasener beruhigter Stahl WR St 37-2 im Anlieferungszustand, nach Anlassen auf Zinkbadtemperatur (445° C), nach Feuerverzinkung und nach Feuerverzinkung und anschließendem Abbeizen der Zinkschicht untersucht. Das Anlassen der Proben erfolgte in einem neutralen Salzbad unter ähnlichen Bedingungen wie im Zinkbad. Analyse des Stahls:

Kohlenstoff	0,09 %	Stickstoff	0,003 %
Silizium	0,05 %	Kupfer	0,07 %
Mangan	0,33 %	Aluminium	0,052 %
Phosphor	0,021 %	Sauerstoff	0,008 %
Schwefel	0,023 %		

Um die Wirkung der Kerbschärfe zu erfassen, die an ausgeführten Konstruktionen in der Regel wesentlich milder als bei der üblichen DVM-Probe ist, wurde als Probenform neben der DVM-Probe mit 2 mm Kerbradius noch die DVMF-Probe mit 4 mm Kerbradius untersucht.

In Abhängigkeit vom Stauchgrad und der Prüftemperatur ergeben sich für die auf Zinkbadtemperatur angelassenen und für die feuerverzinkten DVM-Proben die in Bild 1 wiedergegebenen Werte. Für

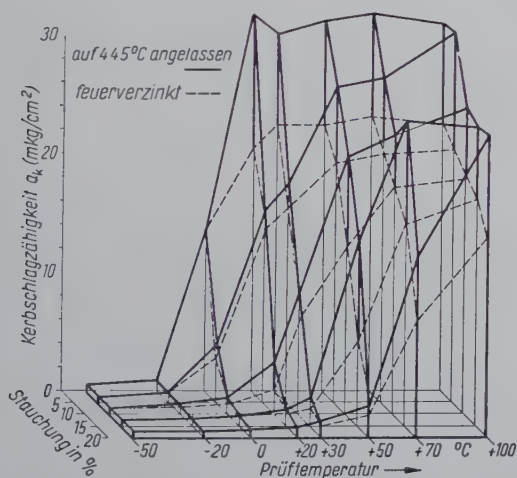


Bild 1. Kerbschlagzähigkeit (DVM) des Stahles WR St 37-2 in Abhängigkeit von Kaltverformungsgrad und Prüftemperatur nach Anlaßbehandlung bei 445° C und nach Feuerverzinkung

Die mit weniger scharfem Kerb versehenen DVMF-Proben wurden unter sonst gleichen Stauchgraden und entsprechend tieferen Prüftemperaturen die auf Bild 2 ersichtlichen Diagramme ermittelt.

¹⁾ Nach dem gleichnamigen Beitrag in Metalloberfläche (14) 1959. H. 8. 254—259.

Schrifttum

- [1] Volkersen, O.: Die Nietkraftverteilung in zugbeanspruchten Nietverbindungen mit konstanten Laschenquerschnitten, Luftfahrt-Forschung, Bd. 15 (1938), S. 41/47.
- [2] De Bruyne, N. A.: The Strength of Glued Joints, Aircraft-Engineering, Bd. 16 (1944), S. 115/118.
- [3] Hertel, H.: Vorlesung über Luftfahrzeugbau, TU Berlin, 1958.
- [4] Coland, M. und Reissner, E.: The Stresses in Cemented Joints, Journal of Applied Mechanics, Bd. 11 (1949), S. 17/27.
- [5] Müller, G.: Der Verformungs- und Bruchvorgang an Metallklebeverbindungen verschiedener Werkstoffe bei ein- und mehrachsiger statischer Belastung, Dissertation TU Berlin 1959.
- [6] Bowden, F. P. und Young, J. E.: Friction and adhesion of clean metals, Nature, Bd. 164, S. 1089/1090, London 1949.

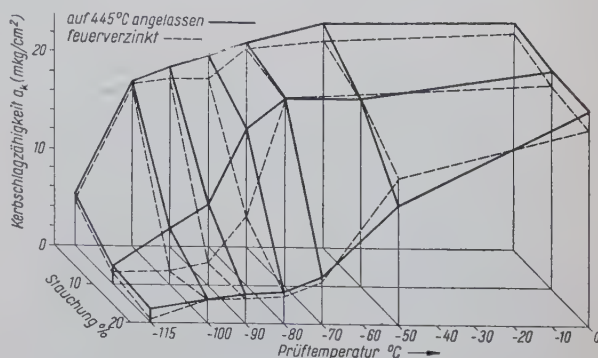


Bild 2. Kerbschlagzähigkeit (DVMF) des Stahles WR St 37-2 in Abhängigkeit von Kaltverformungsgrad und Prüftemperatur nach Anlaßbehandlung bei 445° C und nach Feuerverzinkung

Unter dem Einfluß der Zinkbadtemperatur tritt mit zunehmendem Verformungsgrad eine Verlagerung der Sprödbbruchneigung nach höheren Übergangstemperaturen ein. Zusätzlich zeigt sich bei sehr scharfen Kerben ein reiner Verzinkungseinfluß, der sich in einer geringen Verschiebung des Steilabfalls sowie in niedrigeren Werten der Kerbschlagzähigkeit in der Hochlage äußert (Bild 1). Dieser Einfluß der Zinkschicht gegenüber nur angelassenen Proben konnte bei den Flachkerbproben nicht beobachtet werden. Er dürfte durch die unterschiedliche Wirkung einer zusätzlichen Kerbe durch die aufgerissene Zinkschicht in einer scharfen und flachen Kerbe bedingt sein, welche im ersten Fall die in dem Kerbgrund der scharfen Probe ohnehin hohe Spannung stark überhöht.

Die Erwartung, daß verzinkte und anschließend durch Beizen wieder entzinkte Proben einen ähnlichen Kurvenverlauf wie die auf Zinkbadtemperatur angelassenen Proben zeigen würden, erfüllte sich nicht. Gegenüber den angelassenen Proben lagen die Übergangstemperaturen der verzinkten und entzinkten Proben für die verschiedenen Stauchgrade um ein ziemlich gleichbleibendes Intervall tiefer, was wohl der glättenden Wirkung des Beizvorganges, vor allem im Kerbgrund, zuzuschreiben sein dürfte.

Bei der Bewertung der Verschiebung des Steilabfalls zu höheren Temperaturen durch die Wirkung der Zinkbadtemperatur ist zu beachten, daß nach Untersuchungen von Schenck und Schmidtmann allein die Kaltverformung ohne jegliche Temperaturerhöhung bereits eine Verschiebung des Steilabfalls bewirkt. In Abhängigkeit von der Anlaßtemperatur erreicht die Verschiebung der Übergangstemperatur bei 250° C ein Maximum, um anschließend wieder abzunehmen, so daß eine Anlaßtemperatur von 450° C keine größere Verschiebung ergibt als eine solche von 100—150° C. Unter Annahme eines gleichen Stauchgrades nimmt die Kerbzähigkeit beim Feuerverzinken keineswegs die bei der allgemein gebräuchlichen künstlichen Alterung (10 %_h, 250° C) erzielten niedrigen Werte an.

Immerhin wirft die durch die Badtemperatur verursachte Verschiebung des Steilabfalls im Falle vorausgegangener Kaltverformung durch Richten, Abkanten, Stanzen usw. die bereits vielfach diskutierte Frage auf, welche Übergangstemperatur für einen bestimmten Anwendungszweck noch zulässig ist. K. Rühl äußert sich sehr ausführlich über diese mit dem Sprödbbruchproblem eng verknüpfte Frage. Das von ihm geschilderte Temperatur-Differenzverfahren soll, ähnlich wie bei der Festigkeitsbeurteilung eines Bauteils die Traglast über der Betriebslast liegen muß, dafür sorgen, daß die Versprödungstemperatur unterhalb der Betriebstemperatur liegt. Ist die Übergangstemperatur von Bauwerk und Probe bekannt, so kann man aus der Sprödbbruchtemperatur der

Probe auf diejenige des Bauteils schließen und umgekehrt für eine gewünschte sichere Versprödungstemperatur die noch zulässige Höchstgrenze der Proben temperatur angeben. Die Werte müßten an Baukörpern oder baukörperähnlichen, praxisnahen Bauteilmustern experimentell bestimmt werden.

Bei Vorliegen derartiger Werte würde es nicht schwerfallen, eine sichere Bauerteilung der bei den angeführten Untersuchungen ermittelten Steilabfallverschiebungen zu geben. Aber auch ohne diese Unterlagen kann an Hand der zahlreichen vorhandenen Kerbschlag-

zähigkeitsergebnisse mit DVM-Proben aus den üblichen Baustählen und den dabei gemachten praktischen Erfahrungen ein Höchstwert der Übergangstemperatur für den jeweiligen Anwendungsfall gegeben werden. Zudem lassen die Ergebnisse von DVMF-Proben mit den bereits bei -50°C wieder in der Hochlage befindlichen a_k -Werten erkennen, daß nur sehr scharfe Kerben an feuerverzinkten Konstruktionsteilen, die einer mit hoher Geschwindigkeit ablaufenden Beanspruchung ausgesetzt sind, einen Einfluß der Feuerverzinkung in Erscheinung treten lassen.

F. Nieth

Ausbildung von Stabanschlüssen bei Rohrkonstruktionen in England¹⁾

In den letzten Jahrzehnten des vergangenen Jahrhunderts wurden in England eine Reihe von Bauwerken in Rohrkonstruktion errichtet, darunter die bekannte Forth-Brücke. Die größte Schwierigkeit bereitete dabei die Gestaltung der Anschluß- und Knotenpunkte. Man konnte daher erst nach dem Aufkommen der Schweißtechnik dazu übergehen, die günstigen statischen Eigenschaften des Rohres allgemein in größerem Umfang für Tragwerke auszunutzen.

In einer Erläuterung zu den entsprechenden britischen Vorschriften²⁾ gibt G. B. Godfrey einen Überblick über den derzeitigen Stand der Entwicklung von englischen Rohrkonstruktionen. Die Konstruktionsweise ist der deutschen ähnlich, doch zeigen sich auch einige bemerkenswerte Eigenheiten.

1. Geschweißte Anschlüsse

1.1 Längsverbindungen

Im Prinzip werden Längsverbindungen wie bei deutschen Rohrkonstruktionen ausgeführt. Man verwendet eingeschobene Innenringe oder, soweit das konstruktiv möglich ist, Gegennähte, um ein sauberes Durchschweißen zu ermöglichen.

Ein Unterschied besteht aber in der Beurteilung der Schweißnahtfestigkeit. DIN 4115 läßt bei unmittelbar miteinander verschweißten Rohren für Schweißnähte allgemein $0,65 \sigma_{zul}$ zu und macht eine Erhöhung der zulässigen Schweißnahtspannungen auf $0,9 \sigma_{zul}$ bei Zug und $1,0 \sigma_{zul}$ bei Druck von einer Genehmigung der obersten Bauaufsichtsbehörde abhängig, wobei jeweils die Eignung der Bauart durch Bruchversuche nachzuweisen ist. In England hingegen darf bei stumpf miteinander verschweißten Rohren davon ausgegangen werden, daß die Schweißnaht die gleiche Festigkeit wie das Grundmaterial hat.

Aus Gründen der Gewichtersparnis ist es zweckmäßig, bei weit gespannten Bauwerken die Gurtquerschnitte von Fachwerkträgern dem Kräfteverlauf anzupassen. Am einfachsten geschieht dies durch Variation der Wanddicken oder, wenn das nicht möglich ist, durch Verwendung von Rohren verschiedenen Durchmessers. Die Enden werden durch Einziehen oder Aufweiten einander angepaßt. In beiden Fällen läßt sich ein Stumpfstoß unter Verwendung von Innenringen ausführen.

Ist der Unterschied der Durchmesser groß, so erzielt man durch den Einbau eines konischen Verziehsstückes eine konstruktiv saubere und für den Kräfteverlauf günstige Lösung (Bild 1). Ver-

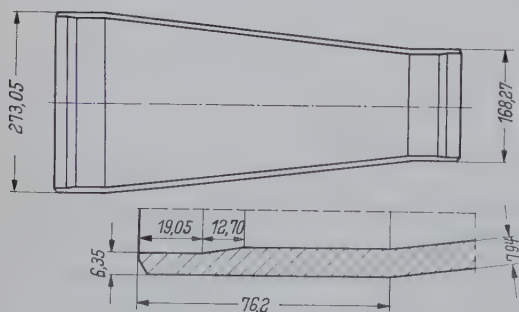


Bild 1. Konisches Verziehsstück

ziehsstücke werden gewöhnlich aus ziemlich dickwandigen Rohren geschmiedet mit einer Neigung nicht größer als 1:7. Die Enden bohrt man auf, passend zu den zu verbindenden Rohren. Solche Verziehsstücke sind normalerweise konzentrisch, können aber auch exzentrisch ausgeführt werden.

In der Herstellung ist es zwar billiger, die Rohre mit Stirnkehlnähten an eine zwischengelegte Scheibe zu schweißen. Dabei entfällt jede besondere Bearbeitung. Doch haben Kehlnähte, da sie nicht dicker als die Wanddicke ausgeführt werden dürfen, den Nach-

teil der geringen zulässigen Spannung. Verziehsstücke hingegen ermöglichen die Ausführung der spannungsmäßig günstiger zu beurteilenden Stumpfnaht und verbürgen einen einwandfreien Kraftfluß.

1.2 Fachwerkknoten

Das typische Merkmal von Fachwerken aus Stahlrohr ist das Fehlen von Knotenblechen. Auch in England werden Diagonalen und Pfosten, soweit dies konstruktiv möglich ist, auf die Gurte aufgesattelt und direkt angeschweißt. Knotenbleche oder eingeschweißte Blechzwickel verwendet man nur, wenn der Winkel der zu verbindenden Stäbe klein ist oder bei Anschluß von mehr als 2 Stäben die Bearbeitung der Rohrenden zu schwierig würde.

Die British Standards geben wie DIN 4115 als kleinsten Winkel zwischen den Achsen der zu verbindenden Stäbe 30° an. Jedoch gestatten sie bei besonderer Zulassung darüber hinaus auch die Ausführung kleinerer Winkel. Als praktisch kleinster Winkel wird $22\frac{1}{2}^{\circ}$ genannt.

Bei Schnittwinkeln größer als 30° dürfen sowohl Kehl- und Stumpfnaht als auch sogenannte Kehl-Stumpf-Nähte ausgeführt werden. Bei der letzten Art geht die Naht kontinuierlich von der einen in die andere Form über. Für Kehlnähte muß das Verhältnis der Stabdurchmesser $d:D$ kleiner 1:3 sein. Stumpfnaht dürfen dagegen unabhängig vom Durchmesser verwendet werden, vorausgesetzt, daß einwandfrei durchgeschweißt werden kann und der Öffnungswinkel der Schweißfuge 45° beträgt. Ebenso lassen sich Kehl-Stumpf-Nähte bei beliebigem Verhältnis der Durchmesser ausführen. Man verwendet sie dort, wo $d:D$ größer 1:3 ist, sich eine Stumpfnaht aber nicht legen läßt. Ist der Durchmesser einer Diagonalen oder Vertikalen sehr klein im Verhältnis zum Durchmesser des Gurtes, so kann auf jede teure Endbearbeitung verzichtet und das Rohr gerade abgeschnitten werden, wenn die Schweißfuge kleiner als 3 mm ist. Die zulässigen Spannungen in Kehl- und Kehl-Stumpf-Nähten sind die gleichen wie die zulässigen Schubspannungen des Grundwerkstoffes.

Es ist aus schweißtechnischen Gründen erstrebenswert, die in einem Knotenpunkt zusammen treffenden Füllstäbe getrennt voneinander am Gurt anzuschließen. Die Nähte lassen sich bei einem Abstand von mindestens $\frac{1}{2}''$ zwischen den Außenwandungen einwandfrei legen. Sind Überschneidungen nicht zu vermeiden, so soll man bei gleichem Durchmesser der Diagonalen die Rohrenden aus wirtschaftlichen Gründen gleich ausführen (Bild 2). Bei unterschiedlichem Durchmesser empfiehlt der Verfasser, den Druckstab durchzuführen und voll am Gurt anzuschließen. Der Zugstab wird dann auf beide aufgesetzt.

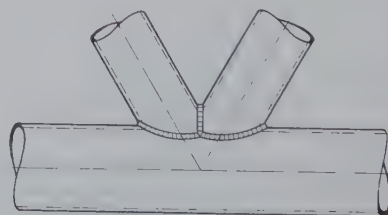


Bild 2. Anschluß von Rohren gleichen Durchmessers

Dies steht im Gegensatz zu der in Deutschland geübten Praxis, wo man den Zugstab voll mit dem Gurt verschweißt und durch den aufgesetzten Druckstab die Zugstrebenentlastet. Godfrey erwähnt an anderer Stelle, daß man Druckstäben einen möglichst großen Durchmesser geben soll, um einen günstigen Schlankheitsgrad zu erzielen. Hier dürfte der Grund für die englische Bauweise zu suchen sein, denn die ohnehin schon schwierigen Anpaßarbeiten würden durch das Aufschieben des dicken Druckstabes auf den dünneren Zugstab noch mehr kompliziert.

Stoßen mehrere Rohre ähnlichen Außendurchmessers in einem Knoten zusammen, so lassen sich die Anschlüsse durch Einbau eines Scheibenknotens (Diaphragm joint) wesentlich vereinfachen (Bild 3). Ein solcher Scheibenknoten besteht aus einem kurzen Rohrstück,

¹⁾ Nach Godfrey, G. B.: Joints in Tubular Structures. Structural Engineer XXXVII (1959) H. 4, S. 126.

²⁾ Vgl. auch Kranitzki, W.: Die englischen Vorschriften über Stahlrohrbau. Stahlbau 24 (1955) H. 5, S. 116.

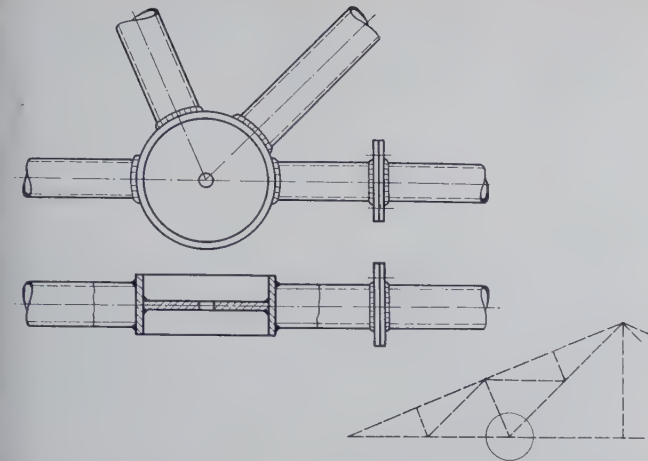


Bild 3. Scheibenknoten

dessen Längsachse senkrecht zur Fachwerkebene steht und dessen Außendurchmesser so groß gewählt ist, daß die Stäbe ohne teure Anpassungsarbeit angeschweißt werden können. Zur Aussteifung dient ein Schott, das gegebenenfalls durch Rippen oder weitere Schotte verstärkt wird. Gewöhnlich sieht man in Schottmitte ein Loch zum Anschluß von Stäben vor, die senkrecht zur Fachwerkebene liegen.

Eine abgewandelte Form des Scheibenknotens stellt der Vielflächenknoten (Polyhedral joint) dar, der von geraden Flächen begrenzt, aber sonst wie ein Scheibenknoten ausgebildet ist. Er eignet sich besonders für Endknoten (Bild 4) und gestattet durch halbe V- oder halbe Tulpennähte die Anwendung von Stumpfnähten bei dem Anschluß der Fachwerkstäbe.

Eine weitere Möglichkeit, Binder an Pfosten anzuschließen, zeigt Bild 5.

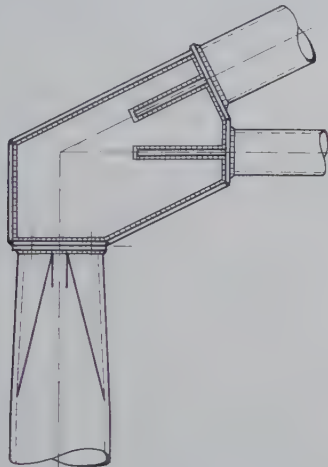


Bild 4. Vielflächenknoten. Stütze mit kreuzförmigem Kopf

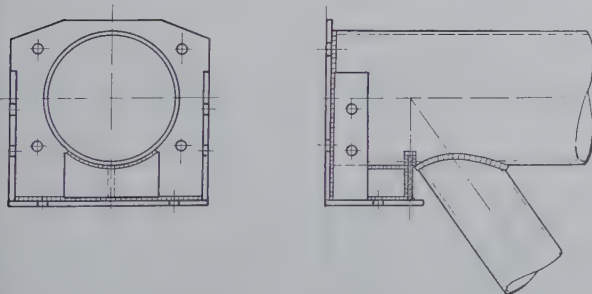


Bild 5. Endknoten

Das unmittelbare Verbinden von Gurten mit Füllstäben bringt häufig die Gefahr eines Verbiegens oder Ausbeulens der Gurtwandungen mit sich. Sie besteht auch bei ruhenden Lasten, z. B. wenn der abzweigende Stab eine gleiche oder größere Wanddicke als der durchgehende Stab hat. Zur Lösung dieses Problems bieten sich verschiedene Möglichkeiten. Zum Beispiel kann man den Gurt im Schnittpunkt der Achsen durch ein Schott verstärken. Sollte dies nicht ausreichen, so kann man im Knotenbereich in den Gurt ein dickwandigeres Rohrstück einfügen. In beiden Fällen muß man im

Gurt ein oder zwei Schweißstöße vorsehen. Eine weitere Möglichkeit ist das Aufschrumpfen von Verstärkungen. Man verwendet diese beispielsweise am Kreuzungspunkt zweier Druckstäbe, wie er bei der Durchdringung von Kranbahnstützen mit dem Untergurt durchlaufender oder auskragender Fachwerkranbahnen entsteht.

2. Geschraubte Anschlüsse

Auch in England schraubt man Baustellenstöße in großem Umfang. Auf Druck beanspruchte Stäbe erhalten gewöhnlich Kopfplatten, die miteinander verschraubt werden und gleichzeitig eine Innenkorrosion verhindern. Abhängig von der Art der Konstruktion und der Größe der Kräfte verwendet man rechteckige oder kreisförmige Platten oder auch Ringflansche. Solche Ringflansche haben einseitig eine kreisförmige Ausfräsung, in die das Rohr eingeschoben und innen und außen durch je eine Naht angeschweißt wird. Bei Zugstäben bildet man einen geschraubten Stoß im allgemeinen so aus, daß die Kräfte auf Abscheren übertragen werden können. Eine Ausführung geschraubter Druck- und Zuganschlüsse zeigt der Fuß eines Abteufurmes in Bild 6.

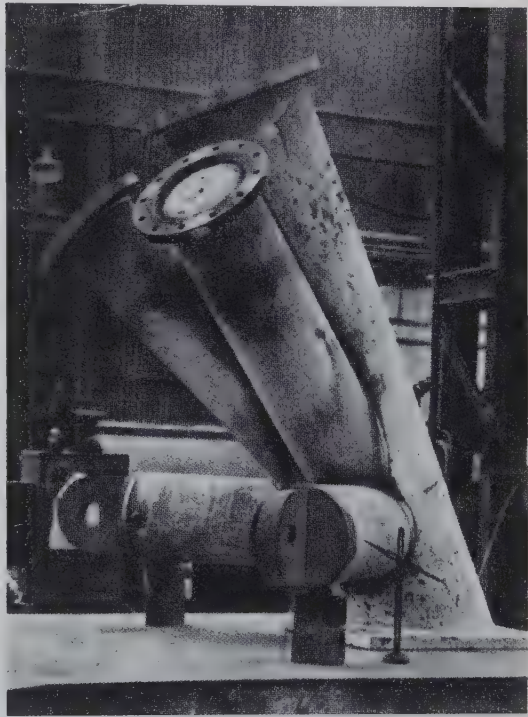


Bild 6. Geschraubte Anschlüsse

Bei Stützenköpfen, Pfahljochen usw. ist es mitunter erwünscht, daß die Anschlüsse nicht über die Rohre auskragen. Für diesen Fall ergibt der von Stewarts und Lloyds patentierte kreuzförmige Anschluß eine Lösung (Bild 7). Er ermöglicht außerdem eine gute Kraftübertragung von I-Querschnitten auf Rohrstützen.

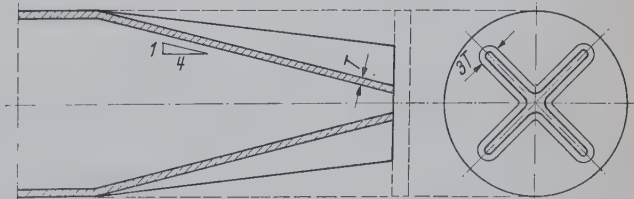


Bild 7. Kreuzförmiger Anschluß

Verbände werden gewöhnlich mit der Hauptkonstruktion nicht durch Schweißen verbunden. Während es früher üblich war, die Stabenden abzuplatten und in den abgeflachten Teil die Anschlußlöcher zu bohren, hat man heute diese Ausbildung bei Zugstäben wegen der Querschnittsschwächung weitgehend verlassen. Die Rohrenden werden zugekümpelt und Anschlußbleche ein- oder aufgeschweißt.

Nur ein Feld überspannende Rohrpfeiten werden im allgemeinen durch Stiftschrauben miteinander verbunden. Dadurch lassen sie sich einfach montieren. Zwischen den Pfeiten liegt an der Stoßstelle ein auf die Sparren aufgeschweißtes Blech, das die Kräfte auf die Sparren überträgt. Durchlaufende Pfeiten werden über angeschweißte Bleche mit Sparren verschraubt. E. Schneider u. C. Hiller

Persönliches

Ministerialdirigent

Prof. Dr.-Ing. E. h. Bernhard Wedler 65 Jahre

Am 23. März 1960 beging Professor Dr.-Ing. E. h. Bernhard Wedler, Ministerialdirigent und Leiter der Unterabteilung Bautechnik im Bundesministerium für Wohnungsbau, seinen 65. Geburtstag. Aus Wesseling, Bezirk Köln, stammend, studierte er an der Technischen Hochschule Berlin Bauingenieurwesen, legte 1920 seine Diplomprüfung und nach der behördlichen Ausbildungszeit 1923 die Preußische Staatsprüfung für Wasserbau und Straßenbau ab. Nach neunjähriger Tätigkeit in der Preußischen Verwaltung und im Reichsverkehrsministerium auf dem Gebiete des Wasserbaues übernahm er 1934 die Leitung der Preußischen Staatlichen Prüfungsstelle für statische Berechnungen. Damit begann die Tätigkeit, in der er sich die in Fachkreisen allgemein anerkannten Verdienste erworben hat. Im Jahre 1938 wurde er Referent für Bauingenieur-Fragen der Baupolizei und Hochbauverwaltung im Preußischen Finanzministerium und ab 1941 gleichzeitig im Reichsarbeitsministerium unter Ernennung zum Ministerialrat. Hier wirkte er maßgeblich auf den Gebieten der Bauforschung, der Normung und der Technischen Baubestimmungen für alle Bauweisen und bei der Zulassung neuer Bauweisen mit. Als nach Kriegsende Reichs- und Preußische Staatsverwaltung aufgelöst waren, fühlte er sich als Hauptreferent für Bauforschung und Baunormung beim Magistrat Berlin in den Jahren 1945 bis 1950 für die Fortsetzung dieses für den Wiederaufbau umso wichtigeren Aufgabengebietes auf deutschem Boden verantwortlich. Seinem zähnen Bemühen ist es zu einem sehr wesentlichen Teil zu verdanken, daß der Deutsche Normenausschuß —



Ost und West umfassend — wieder erstand, ebenso der Deutsche Ausschuß für Stahlbeton, der im Jahre seines 40jährigen Jubiläums 1947 wieder neu unter seinem Vorsitz konstituiert wurde. Durch die Verleihung des Ehren-Doktors der TH München, des DIN-Ehrenringes und der Emil-Mörsch-Gedenkmünze wurden diese großen Verdienste anerkannt. Im Deutschen Ausschuß für Stahlbeton trat er das Erbe des 1945 verstorbenen Ministerialrats Dr.-Ing. Ellerbeck an, der den Vorsitz über 25 Jahre inne hatte. 1950 wurde der Jubilar zum Referenten für Bauforschung, Baunormung und Technische Baubestimmungen beim Bundesministerium für Wohnungsbau berufen, eine Tätigkeit, die er praktisch bereits vorher ausgeübt hatte, und 1956 zum Leiter der Unterabteilung Bautechnik unter gleichzeitiger Ernennung zum Ministerialdirigenten.

Als Obmann des Ausschusses für Einheitliche Technische Baubestimmungen hat er seit 1941 auch auf die Technischen Bestimmungen auf dem Gebiete des Stahlbaues Einfluß gehabt. So hatte er die Neubearbeitung der Normblätter DIN 1050, DIN 4100, DIN 4239 und anderer bewirkt. Gleichzeitig war er Mitglied des Deutschen Ausschusses für Stahlbau.

Diese sachlichen Leistungen und großen Erfolge waren in der Persönlichkeit des Jubilars begründet. Er verstand es, in der streng sachlichen Linie stets eine menschliche Wärme und oft auch einen leichten Humor durchklingen zu lassen, was die Zusammenarbeit mit ihm auch bei schwierigen Problemen stets angenehm und anregend gestaltete. Diese menschlichen Vorzüge gestatten ihm, im Widerstreit der Interessen stets mit Erfolg auszugleichen, ohne mit klarem Blick das gesteckte Ziel außer acht zu lassen. Dadurch hat er sich in breiten Kreisen Anerkennung erworben und erfreut sich einer besonderen Wertschätzung. Es wäre sehr zu begrüßen, wenn der Jubilar mit Eintritt in den Ruhestand sich auch weiterhin auf dem Gebiet der Bauentwicklung und technischen Baubestimmungen mit seinen reichen Erfahrungen zur Verfügung stellen würde. Wir hoffen, daß dem Jubilar seine geistige und körperliche Frische noch lange erhalten bleibt und ihm noch viele erfolgreiche und gesunde Lebensjahre beschieden sind.

K l i n g e n b e r g

Bücherschau

Stahl im Hochbau. 12. Auflage, 2. ergänzter Nachdruck. Düsseldorf 1959, Verlag Stahl Eisen m.b.H., DM 44.—.

Das allen Ingenieuren des Stahlbaus wohlbekannte Handbuch „Stahl im Hochbau“ ist als 2. ergänzter Nachdruck 1959 zur 12. Auflage neu herausgebracht worden. Der Verein Deutscher Eisenhüttenleute hat damit einem echten Bedürfnis sowohl der Praxis als auch des Studierenden entsprochen, mit der schnell fortschreitenden Entwicklung des Vorschrittwesens Schritt zu halten. Als Ergänzung der bisherigen Auflage enthält das Handbuch jetzt erstmalig die neuen Normen DIN 1050, DIN 4100 und DIN 17 100 in ungekürzter Wortlaut zusammen mit den dazugehörigen Einführungserlassen. Weiterhin sind eine Reihe von Bemessungs- und Tragfähigkeitstabellen neu aufgenommen worden, die bei Verwendung von Profilen der neuen europäischen IPE-Trägerreihe benötigt werden. Gegenüber dieser Vergrößerung des Umfangs um insgesamt 127 Seiten, die sich auf andersfarbigem Papier klar und ohne Gefahr von Verwechslungen vom übrigen Teil des Buches abhebt, ist der Fortfall des Kapitels über Stahlleichtträgerdecken und des Auszuges aus dem DIN 4108 — Wärmeschutz im Hochbau — nicht schwerwiegend, da diese Angaben ohnehin teilweise überholt waren. Der ergänzte Nachdruck ist jedem Stahlbaubeflissenen ein unentbehrlicher Helfer, die hohe Auflagenziffer dieses Handbuches zeigt deutlich seinen Wert.

E. W i n k e l m a n n

Kollbrunner, C. F., Milosavljević, S. und Hajdin, N.: Knickdiagramme für Stäbe mit sprungweise veränderlichem Trägheitsmoment (Eulerfälle I und II). Heft Nr. 24 der Mitteilungen über Forschung und Konstruktion im Stahlbau. Herausgegeben durch die A. G. Conrad Zschokke, Stahlbau und Kesselschmiede Döttingen (Aargau), Schweiz. Verlag Leemann, Zürich 1959, SFr. 8.—.

In Heft Nr. 24 der „Mitteilungen über Forschung und Konstruktion im Stahlbau“, herausgegeben von der A. G. Conrad Zschokke, Stahlbau und Kesselschmiede, Döttingen (Schweiz), wird dem Praktiker ein Mittel in die Hand gegeben, mit dessen Hilfe er ohne großen Rechenaufwand die Tragfähigkeit von Knickstäben mit stufenweise veränderlichem Trägheitsmoment für die Eulerfälle I und II bestimmen kann.

Nach kurzem Eingehen auf die theoretischen Grundlagen werden die Formeln entwickelt, die für die Aufstellung von Diagrammen zugrunde gelegt wurden und mit deren Hilfe das Verhältnis des maßgebenden Knicklänge zur Stablänge ermittelt wird.

In 6 klaren und übersichtlichen Diagrammtafeln für Eulerfall I und 4 Tafeln für Eulerfall II werden die Stäbe mit 3 Abstufungen behandelt, wobei aus dem Eulerfall I mit 3 Abstufungen, auf dem symmetrischen Eulerfall II mit 5 Abstufungen geschlossen werden kann.

Der Bereich der Tafeln umfaßt ein Verhältnis der Einzelträgheitsmomente zum Bezugsträgheitsmoment bis etwa 0,01, womit alle Fälle von praktischer Bedeutung erfaßt sind.

Die Tafeln geben die Möglichkeit, aus dem Verhältnis der maßgebenden Knicklänge zur Stablänge die Knicklast zu ermitteln oder ohne Kenntnis der Knicklast nach einer vorgeschriebenen $\sigma_{zul} - \lambda_k$ -Linie die Bemessung vorzunehmen, womit auch der plastische Bereich erfaßt ist.

Weichen die vorliegenden Abstufungen wesentlich von denen der Tafeln ab, können mit Hilfe von Tabellen, die der Schrift beigelegt sind, in einem einfachen Rechnungsgang Näherungswerte ermittelt werden.

Da jedem Diagramm eine Systemskizze und eine Skizze der Abstufungen mit den erforderlichen Bezeichnungen beigegeben ist und einige maßgebende Beispiele durchgerechnet sind, macht die praktische Anwendung der Tafeln keine Schwierigkeiten.

Ein weiterer Vorteil der Diagramme liegt darin, daß sie die Möglichkeit geben, augenscheinlich zu beurteilen, wie sich eine Änderung der Einzelträgheitsmomente bei einem gewählten Längenabstufungsverhältnis oder eine Änderung des Längenabstufungsverhältnisses bei festliegenden Einzelträgheitsmomenten auf die kritische Last des Stabes auswirkt, womit die Wahl des wirtschaftlichsten Systems wesentlich erleichtert wird.

Dipl.-Ing. E. W e y e l

„Der Stahlbau“, Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn, Berlin-Wilmersdorf, Hohenzollerndamm 169, Ruf 87 15 56. — Schriftleitung: Professor Dr.-Ing. Dr.-Ing. E. h. Kurt Klöppel, Darmstadt, Technische Hochschule. Für den Anzeigenteil verantwortlich: Otto Swoboda, Bln.-Wilmersdorf. Anzeigentarif Nr. 5. Druck: O. Zach oHG., Berlin-Wilmersdorf. Nachdruck, fotografische Vervielfältigungen, fotomechanische Wiedergabe von ganzen Heften, einzelnen Beiträgen oder Teilen daraus nur mit Genehmigung des Verlages. Warenbezeichnungen, Handelsnamen, Gebrauchsnamen, die in dieser Zeitschrift, auch ohne besondere Kennzeichen, veröffentlicht werden, sind nicht im Sinne der Markenschutz- und Warenzeichen-Gesetzgebung als frei zu betrachten. „Der Stahlbau“ darf ohne Zustimmung des Verlages nicht in Lesezirkeln geführt werden.

AUS DER INDUSTRIE

(Ohne Verantwortung der Schriftleitung)

Turmdrehkran

Bei der Montage des Mannesmann-Hochhauses in Düsseldorf¹⁾ wurde ein PEINER-Turmdrehkran der Norddeutschen Maschinen- und Schraubenwerke AG, Peine, benutzt. Der Kran in Normalausführung hat eine größte Rollenhöhe von 81,15 m, bei seiner größten Ausladung von 40 m trägt er 2,27 t. Das Bild zeigt den PEINER-Turmdrehkran der Form 92/120 mit Hochhausausrüstung. An Stelle



PEINER-Turmdrehkran mit Hochhausausrüstung
beim Bau des Mannesmann-Hochhauses in Düsseldorf

des Auslegers ist hier ein zweiter Turm angelenkt, der wiederum einen Ausleger hat. Die gesamte Hochhausausrüstung wird ohne besondere Zusatzteile mit der Auslegerverstellwinde aufgerichtet. Der Kran erreicht eine Rollenhöhe von 101,3 m und trägt bei größter Ausladung von 30,7 m eine Nutzlast von 1,3 t. Trotz der großen Höhe ist der Kran immer noch fahrbar.

¹⁾ Vgl. Lewenton-Schaefer, Die Baukonstruktion des Mannesmann-Hochhauses, Düsseldorf, Stahlbau 29 (1960), S. 65.

Schweißgeräte von Linde

auf der Deutschen Industriemesse Hannover 1960

Die Firma Gesellschaft für Linde's Eismaschinen A.G. hat das Lichtbogen-Schweißen unter Argon und das Schweißen unter Schutzgas („ELLIRA-Schweißverfahren“) und die Entwicklung der Geräte in der Bundesrepublik sehr gefördert. Wesentliche Änderungen oder grundsätzlicher Wandel der halb- und ganzautomatischen Schweißköpfe werden auf der Messe kaum erwartet.

Um die vollautomatischen Schweißverfahren voll ausnutzen zu können, zeigt die Firma Linde verschiedene Einrichtungen zur Fertigung von Behältern, Rohren u. a.: Für den Behälter- und Kesselbau wird eine Vorrichtung gezeigt mit einem in der Schweißgeschwindigkeit regelbaren Auslegerarm, an dessen Ende ein stationärer ELLIRA-Schweißkopf der Type USH-2 B, max. belastbar bis 2000 A, aufgebaut ist. Mit dieser Einrichtung ist nun das Innen- und Außenschweißen von Längs- und Rundnähten an Behältern ab 350 bis 4000 mm Durchmesser und 5 m Länge in einem Arbeitsgang möglich. Der gleiche USH-2 B-Schweißkopf, max. belastbar bis 2000 A, ist auch fahrbar auf dem vergrößerten, äußerst stabilen Universal-Fahrwerk E 400 zu sehen. Für die serienmäßige Fertigung von kleineren Behältern sind zwei Vorrichtungen zur Anwendung des automatischen Schweißens von Längs- und Rundnähten ausgestellt. Zum gleichzeitigen ELLIRA-Schweißen von Doppelkehlnähten, wie sie hauptsächlich im Schiffbau häufig vorkommen, zeigt die Firma Linde einen Spezial-Schweißautomaten, der äußerst wirtschaftlich für diese Arbeiten eingesetzt werden kann.

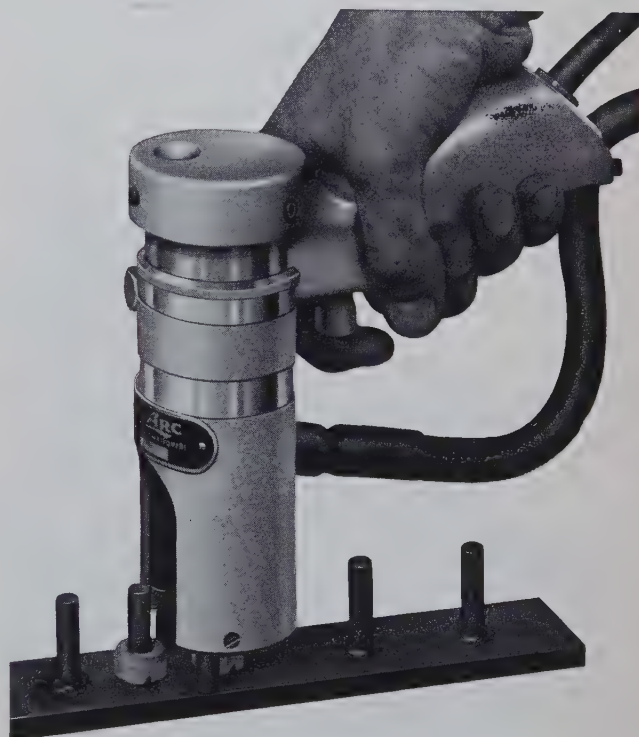
Für eine erweiterte Anwendung des Schutzgasschweißens und -Schneidens hat die Firma LINDE gleichfalls neue Möglichkeiten geschaffen, vor allem in der fahrbaren kompletten WIG-Schweißanlage mit Stromquelle für Gleich- und Wechselstrom, Argonflasche, Kühlwasservorrichtung und Ersatzteilkasten (s. Bild).

Peco

BOLZEN- SCHWEISSEN

Neue PISTOLE P 4

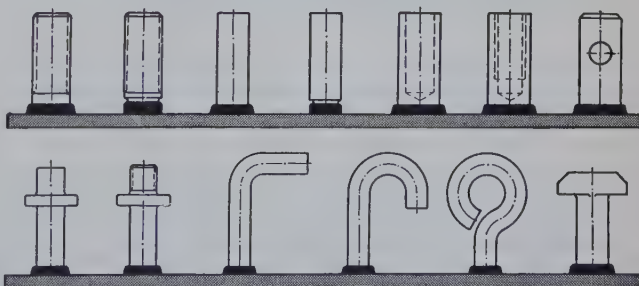
kleiner, leichter
handlicher und billiger
als die bewährte
Universalpistole P 1



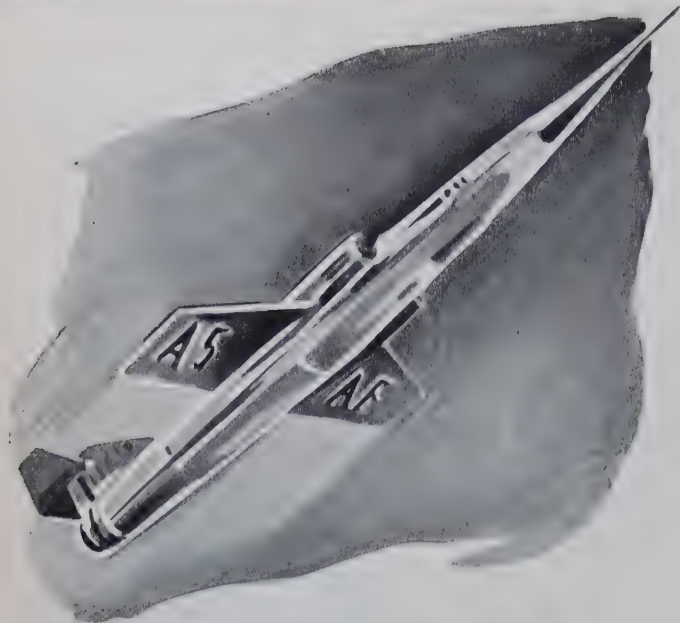
Schweißbereich
bis 12 mm Bolzendurchmesser
Gewicht der Pistole 1,9 kg
Länge des Pistolenkörpers
(ohne Handgriff) von
172 bis 212 mm verstellbar
Durchmesser
des Stativrohres 56 mm

Zur Industriemesse
in Hannover

Halle IV · Stand 606



PECO-Verkaufsgesellschaft mbH · München-Pasing



Überall wo geschweisst wird...



Metallogen

der blaue Blitz

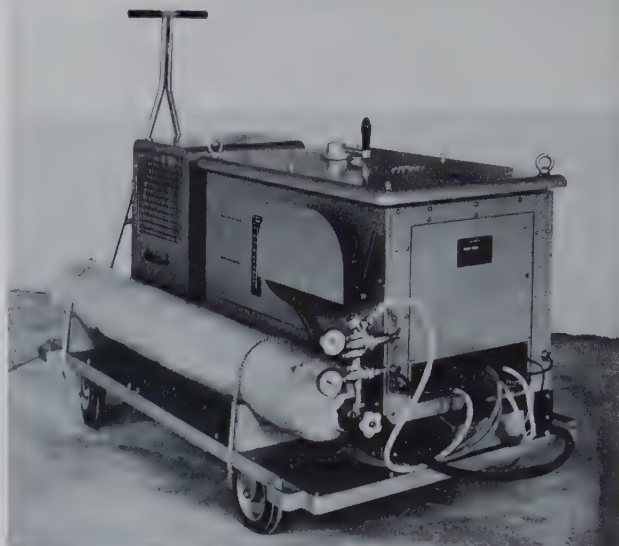
DIE **WEME** SCHNELLFLUSS-ELEKTRODE

Metallogen

Gesellschaft für Schweißtechnik und Werkstoffschutz m. b. H., Wattenscheid i. W.



Die neue fahrbare S.I.G.M.A.-Anlage LRS-4 (MIG-Verfahren), komplett mit Stromquelle und Wasserkühlaggregat bietet auf Grund ihrer Bauart vielfältige Einsatzmöglichkeiten für das automatische Schweißverfahren unter Argon, Coxogen und CO₂ als Schutzgas. Um die MIG-(S.I.G.M.A.)-Handschweißung auch bei Alu-, Kupfer- und Stahlblechen von 1 mm an aufwärts verwenden zu



WIG-Handschweißanlage mit Stromquelle für Gleich- und Wechselstrom, Argonflasche, Kühlwasservorrichtung und Ersatzteilkasten

können, wurde der neue Brenner St 2 B entwickelt, der in Verbindung mit einem Spezial-Gleichrichter 3 CS mit einstellbarer Charakteristik vorgeführt wird.

An universellen Stromquellen für Gleich- und Wechselstrom-Schweißung ist ein neues Gerät, Type LGW 302 und 502 zu sehen, das vom Arbeitsplatz des Schweißers mit einem Fernregler automatisch in die notwendigen Schweißstromstärken verstellt werden kann.

Die neuen STEEB-Gleitschutzroste

der Christian Steeb-Werke K.G., Sulz (Neckar), mit den gleitsicheren Antrittskanten und Trittsflächen, haben sich bereits in Betrieben, in welchen mit öl- und fetthaltigen Stoffen gearbeitet wird, hervorragend bewährt.

Die Randeinfassung dieser Gleitschutzroste besteht aus kräftigen warmgewalzten E-Profilen mit übergreifenden Kanten. Die Trittsfläche besitzt abgestützte Erhöhungen in der Oberkante der Tragstäbe.

Die STEEB-Gleitschutzroste werden in feuerverzinkter Ausführung mit Tragstäben 30/2, Maschenweite 30 × 30 mm und mit Tragstäben 35/2, Maschenwerte 30 × 30 mm geliefert. In allen Abmessungen nach Maß und Belastung der bekannten Belastungstabelle für STEEB-Gitterroste.

Grazer Südost-Messe 30. 4. bis 8. 5. 1960

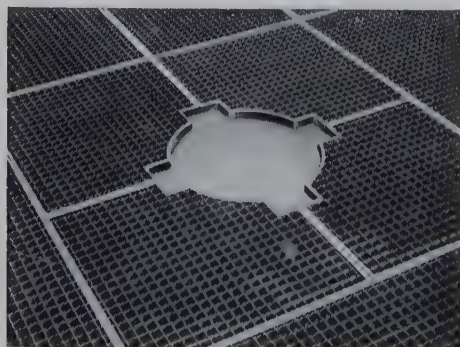
Die Eisenindustrie ist in Österreich seit vielen Jahrhunderten einer der wichtigsten Faktoren der Volkswirtschaft. Ihre Grundlage bildet das steirische Spateisen, das am Erzberg bei der Stadt Eisenerz von der Alpinemontan abgebaut wird und sich durch sein außerordentlich reines, manganhaltiges und an sich leicht verhüttbares Erz auszeichnet.

In der neuen Stahlhalle der Grazer Frühjahrsmesse 1960 soll ein mächtiger Erzblock vom Steirischen Erzberg aufgestellt werden. Außerdem stellt die Alpinemontan auf ihrem Messestand ein Großmodell des Steirischen Erzberges im Maßstab 1 : 1000 aus, das naturgetreu nach den kartographischen Schichtenlinien gestaltet wurde und durch Auseinandernehmen einen Blick in das Innere des Berges, in den vielfachen Verlauf der Förder- und Sturzschächte untertags gewährt. Den wenigsten Messebesuchern wird es bekannt sein, daß der Steirische Erzberg einer ägyptischen Riesenpyramide gleicht, in der sich ein System von unterirdischen Gängen in einer Länge von etwa 110 km befindet.

Neben anderen Erzeugnissen wird die Alpinemontan auch eine Sauerstoff-Düse auf ihrem Stande ausstellen, die das wesentliche Element des von den Donawitzer und Linzer Hüttentechnikern nach dem Kriege entwickelten neuen Stahlherstellungsverfahrens, des sogenannten LD (Linz-Donawitz)-Stahlprozesses, darstellt. Die ausgestellte Sauerstoffdüse ist für den Bau eines LD-Stahlwerkes in Spanien bestimmt. Auf einer Großtafel wird dieses neue Verfahren in einem Schema dem Hallenbesucher verständlich gemacht.

STEEB-GITTERROSTE

für Licht- und Luftschächte · Podeste · Bühnen · Laufstege
Nottreppen · Treppenstufen · Heizkanäle · Trockenräume
Lagerräume · Kran- und Maschinenplattformen · Förder-
brücken · Mahlanlagen · Schiffsböden · Brücken



Größte Stabilität und Tragfähigkeit · Befahrbar · Gleitsicher · Trittsicher · Allseitig ebene Auflage · Kompakte Verbindung ohne Schweißstellen · Randeinfassung aus E-Spezialprofil

CHRISTIAN STEEB-WERKE K. G.

SULZ (Neckar)

Deutsche Industrie-Messe Hannover vom 24. 4. — 3. 5. 1960, Halle 15, Stand-Nr. 1006 / 1105

Schweißmaschinen. Regel- und Steuergeräte der Firma Dr. Masing & Co. KG, und ihre Tochtergesellschaften auf der Deutschen Industriemesse, Hannover 1960

Schweißmaschinensteuerungen

Als Neuentwicklung wird erstmalig von einem deutschen Hersteller eine Ignitronsteuerung mit Dreiphasen Drehstromanschluß für überschwere Punktschweißmaschinen, die insbesondere zum Schweißen von Leichtmetallblechen eingesetzt werden, gezeigt. Die Steuerung schaltet drei im Dreieck geschaltete einphasige Schweißtransformatoren, deren Sekundärstrom durch einen Magnesiumkupfersulfid-Gleichrichter gleichgerichtet und den Elektroden zugeführt wird. Das Schweißen mit Gleichstrom hat den Vorteil, daß die Ausladung der Maschine fast beliebig groß gewählt werden kann, da kein induktiver Spannungsabfall auftritt. Außerdem steigen durch das Einführen des Werkstückes in den Fensterquerschnitt die Verluste, die bei Wechselstrom ein Nachstellen der Leistung erforderlich machen, nicht an. Auch ist die Standzeit der Elektroden wesentlich größer, als bei Wechselstrombetrieb. Jedes beliebige Strom- und Druckprogramm ist einstellbar, zum Beispiel anschwellender Schweißstrom in mehrere Impulse zerlegt mit anschließendem Nachglühen bei verändertem Druck. Gleichstrom-Schweißplätze sind beträchtlich billiger als Schweißplätze mit Frequenzteilung vergleichbarer Leistung. Dabei fällt besonders der verhältnismäßig niedrige Preis der Steuerung und die Möglichkeit handelsübliche Transformatoren zu verwenden, ins Gewicht.

Es werden ausgestellt:

Wattmetrische Steuer- und Regelgeräte für Blindlastkompensation und Lastspitzenmelder.

Elektronisch-magnetische Wechselspannungsregler, die für eine Nennleistung von 0,5, 1, 3 und 5 kVA gefertigt werden, und transistor-bestückte elektronische Gleichspannungsregler, die an Stelle von Akkumulatorenbatterien eingesetzt werden können. Gleichstromumsetzer vervollständigen das Lieferprogramm.

Meßwertspeicher und Klassiergeräte zur Automatisierung der Auswertung von Meßwerten und zur Steuerung von Fertigungsprozessen. Besonders interessant ist die Neukonstruktion des elektronischen Klassiergerätes M 221 für Meßwerte, die als Impulsfolge anfallen. Die Meßwerte werden nach ihrer Summen- oder Klassenhäufigkeit auf 10 oder 16 Zählwerken gespeichert.

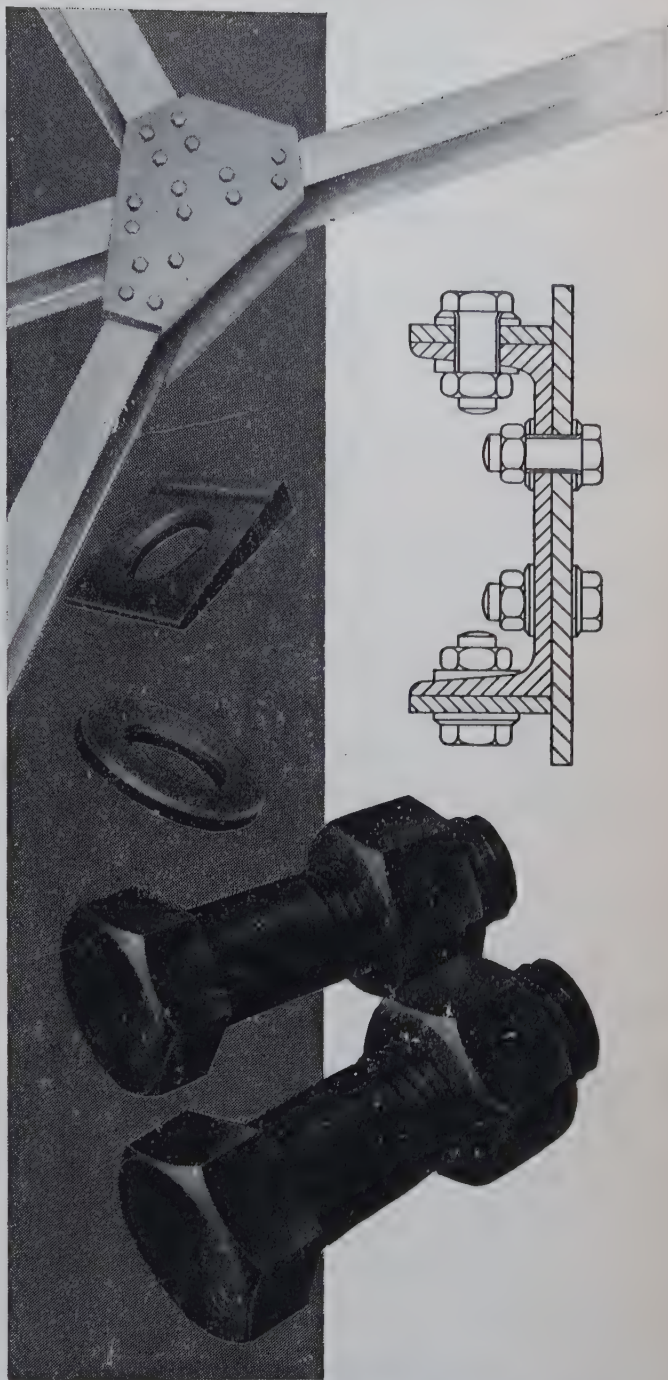
Widerstandsschweißeinrichtungen der Masing-Kirkhof GmbH

Ein sehr interessantes Ausstellungsstück, das auf dem Gebiet der Widerstandsschweißtechnik auf der Messe gezeigt wird, ist ein Widerstandsschweißplatz für das Punktschweißen von Aluminium mit Gleichstrom in Dreiphasensteuerung. Mit einer überschweren Maschine, deren Armausladung max. 1250 cm beträgt, können Aluminiumbleche bis 2×4 mm verschweißt werden.

Bemerkenswert ist auch eine neu entwickelte fußbetätigte Punktschweißmaschine mit parallelgeführter oberer Elektrode. Ihre Anschlußleistung beträgt 25 bzw. 40 kVA bei einem max. Schweißstrom von 11 bzw. 13 kA. Die Elektrodenkraft ist stufenlos zwischen 5 und 200 kg einstellbar. Die verwendete Stößelführung ist spielfrei gelagert und erlaubt bedenkenlos den Einsatz einer gekröpften oberen Elektrode. Sämtliche Drehpunkte des Hebelgestänges sind nadelgelagert, wodurch der Kraftbedarf gegenüber anderen Konstruktionen erheblich gesenkt werden konnte. Die Maschine bedarf keinerlei Wartung. Die Punktarmaturen sind auswechselbar und universell verstellbar. Für größere Maschinen sind rollengelagerte Stößelführungen mit angebaute Preßluftzylinder bis max. 4 t Elektrodenkraft lieferbar.

Die Tochtergesellschaft Mansfeld GmbH, Frankfurt (Main) stellt außer Relais auch Relaissteuerungen und elektronische Schaltgeräte wie Zeitrelais, Impulsgeber, Lichtelektrische Schaltgeräte und spannungs- und stromabhängige Relais aus. Das Schneidanker-Relais J 56 mit seinen hervorragenden technischen Eigenschaften ist besonders hervorzuheben.

Wir bitten um freundliche Beachtung der Beilagen der Firmen
Agil Schweißdraht Dr. Vaas G. m. b. H., Dortmund
MAN Maschinenfabrik Augsburg-Nürnberg AG, Werk Nürnberg
In unserer Inlandsauflage.



DERA

Hochfeste Stahlschrauben
für HV.-Verbindungen

DÜSSELDORFER
EISENHÜTTENGESELLSCHAFT
RATINGEN BEI DÜSSELDORF

DALEX-

Hochleistungs- Elektro-Schweissmaschinen



Schweißtransformatoren
Schweißgleichrichter
Schweißumformer
Benzin- u. Dieselschweißaggregate
Punktschweißmaschinen
Punktschweißzangen-Anlagen
Punktschweißzangen u. Doppelpunkter



DALEX-WERK

Niepenberg & Co. G.m.b.H.
Spezialfabrik für
WISSEN / SIEG

Schweisstechnik
Telefon Südwest-Auf 295
Teleax 087 417

... Werte erhalten durch das
Spritzverfahren mit

ELISENTAL-Drähten

Gespritzte Überzüge aus Zink, Aluminium und anderen Metallen bieten
bewährten Korrosionsschutz — Wir beraten Sie gerne und liefern:

Flammspritzdrähte
für alle Systeme

Flammspritzanlagen
(System Biel)

DRAHTWERK ELISENTAL

Inh. W. Erdmann

Fs. 0826 792 Neuenrade i. Westf. Tel. Werdohl 2656



Abdeckroste
stabil
trittsicher

STEINHAUS
GMBH · MULHEIM (RUHR) · SPELDORF

Das Arbeiten mit Gleitschalungen

Von Dr.-Ing. Franz Böhm

Dritte, neubearbeitete Auflage

XII, 148 Seiten · 198 Bilder · 5 Tafeln · DIN A 5

Geheftet DM 21,—

Allgemeines Iterationsverfahren für verschiebbliche Stabwerke

mit beliebigen Stabneigungen unter beliebiger
Belastung einschließlich Temperatureinfluß und
Stützensenkung

Von Prof. Dr.-Ing. Reinhold Glatz

VI, 118 S. · 72 Bilder · 16 Zahlent. · Gr. — 8°

Geheftet DM 21,— · Ganzleinen DM 24,—

Mastgründungen für Frei- leitungen, Fahrleitungsanlagen und Bahnspeiseleitungen

Von Reg.-Baumst. Dr.-Ing. Max Süßerkrüb

VIII, 124 S. · 70 Bilder · 10 Zahlent. · DIN A 5

Geheftet DM 16,80 · Ganzleinen DM 19,80

Zehnteilige Einflußlinien für durchlaufende Träger

Von Dr.-Ing. Georg Anger

Band I:

Formeln zur raschen und genauen Berechnung von
durchlaufenden Trägern bei beliebiger Felder-
zahl, beliebigen Stützweiten, beliebiger Belastung
und jeder Art von Auflagerbedingung über den
Endstützen

Siebente, erweiterte und verbesserte Auflage

VIII, 272 Seiten · 302 Bilder · 38 Tabellen · Gr. — 8°

Geheftet DM 37,— · Ganzleinen DM 41,—

Band II:

Tabellen der Momente, Querkräfte und Auflager-
kräfte für durchlaufende Träger von zwei bis fünf
Feldern

Siebente, erweiterte und verbesserte Auflage

VIII, 276 Seiten · 42 Bilder · Gr. — 8°

Geheftet DM 37,— · Ganzleinen DM 41,—

Band III:

Ordinaten der Einflußlinien und Momentenkurven
durchlaufender Träger von zwei bis fünf Feldern

Neunte, verbesserte Auflage

IV, 249 Seiten · 36 Bilder · Gr. — 8°

Geheftet DM 27,— · Ganzleinen DM 31,—

VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN
BERLIN



ARCOS

Schweiß-Elektroden
für alle Schweißarbeiten

Hohl-Elektroden
für Sauerstoff-Lichtbogen-Schneiden

Netzmantel-Elektroden
für Automaten-Schweißung

Autogen-Falzdrähte
für NE-Metalle

Schweißtransformatoren
zwischen 20-1000 Ampere

Schweißgleichrichter
zwischen 30-1000 Ampere

Schweißautomaten
für Netzmantel-, UP- und
ARCOS-CO₂-Schweißung

Schweißpulver

Balance-Positioner

Schweißerausrüstungen

ARCOS-AACHEN

Gesellschaft für Schweißtechnik m. b. H.
Jülicher Str. 122/134 · Tel. 3 48 41/42 u. 2 19 41/43 · FS. 832 701

Nur rechtzeitige

Abonnements - Erneuerung

kann dazu beitragen, daß Ihnen Ihre unentbehrliche Fachzeitschrift ohne Unterbrechung weitergeliefert wird.

Bestellen Sie deshalb bitte umgehend

DER STAHLBAU bei Ihrem bisherigen Lieferanten:

Buchhändler oder Postzusteller

Die modernsten Erzeugnisse der steirischen Eisenindustrie und der o. ö. VOEST sehen Sie auf der

GRAZER SÜDOST-MESSE

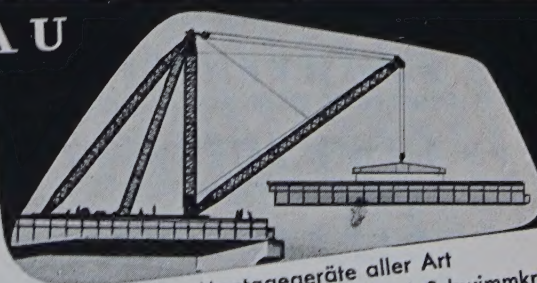
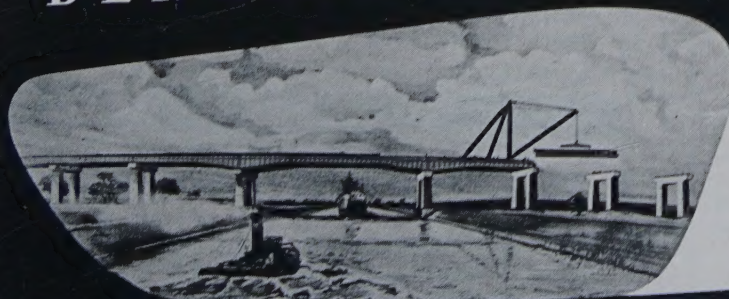
im Frühjahr 1960

(30. April — 8. Mai)

Die Objekte sind in der eigens für diesen Zweck erbauten Stahlhalle untergebracht.

Auskünfte: Messeleitung in Graz, Tel. 86-4-51, FS 03/511

DERRICK-KRANBAU



Montagegeräte aller Art
Stationär, seilverspannt, fahrbar, als Schwimmkran ...

SCHMIDT-TYCHSEN HAMBURG 23



ÖFFNEN u. SCHLIESSEN SICH VOLLAUTOMATISCH
MIT 2 SEC. LAUFZEITEN

FISTA-ELASTIC DÜSSELDORF 10 RUF 335833

VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN
Berlin-Wilmersdorf, Hohenzollerndamm 169

DER STAHLBAU

wird gebunden zu einem leicht übersichtlichen
Nachschlagewerk

Einbanddecken

für den Jahrgang 1959 und für frühere Jahrgänge lieferbar

Ganzleinen **DM 3,50** zuzügl. Porto

STELLENANGEBOTE

Wir sind ein Werk der eisenschaffenden und eisenverarbeitenden Industrie und suchen zum baldmöglichen Eintritt einen

Betriebsingenieur

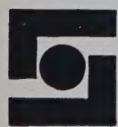
mit praktischer Erfahrung (möglichst Schweißfachingenieur) für die Überwachung der Fertigung, die vorwiegend aus Werkstatt-schweißungen von Stahlleichtkonstruktionen besteht. Nach Ein-
arbeitung wird selbständiger Wirkungskreis in Aussicht gestellt.

Bewerbungen mit handgeschriebenem Lebenslauf, Zeugnisabschriften, Lichtbild, Gehaltsansprüchen, frühestem Eintrittstermin, erbeten an



Theodor Wuppermann, Gesellschaft mit beschränkter Haftung

– Personalabteilung – Leverkusen 1



SÜDEISENBAU

sucht zum baldigen Eintritt

STATIKER

für den Stahlbrückenbau

KONSTRUKTEURE

für den Stahlbrückenbau und Stahlhochbau

TECHN. ZEICHNER

für den Stahlhochbau

Herren mit der entsprechenden Vorbildung und Berufserfahrung werden um Einreichung ihrer Bewerbung mit den üblichen Unterlagen und Angabe der Gehalts-
wünsche und des frühesten Eintrittstermins unter Kenn-
ziffer 221 gebeten.

SÜDDEUTSCHE EISENBAUGESELLSCHAFT MBH

Nürnberg · Schweinauer Hauptstraße 34-38

Betrieb für Stahl- und Behälterbau

sowie schwere Blechkonstruktionen in Westfalen
sucht

Betriebs-Ingenieur

mit längerer Betriebspraxis.

Abschlußprüfung als Schweißingenieur erwünscht.
Wohnung vorhanden.

Angebote mit Lichtbild und Zeugnisabschriften, Angabe der bisherigen Tätigkeit und Gehaltsansprüchen erbeten unter Nr. 20399 an die Anzeigenabteilung DER STAHLBAU, Berlin-Wilmersdorf, Hohenzollerndamm 169.

STELLENGESUCHE

Jüngerer Stahlbaukonstrukteur

mit guten Erfahrungen im Bagger- und Kranbau sowie Stahlhochbau, bisher im Ingenieurbüro tätig, sucht verantwortliche und ausbaufähige Stellung. Angebote erbeten unter Nr. 20400 an DER STAHLBAU, Anzeigenabteilung, Berlin-Wilmersdorf, Hohenzollerndamm 169

Prof. Dr. techn. h. c. Dr.-Ing. Konrad Sattler

Theorie der Verbundkonstruktionen

Spannbeton Stahlträger in Verbund mit Beton

Zweite, neubearbeitete und wesentlich erweiterte Auflage

Band 1: Theorie **Band 2: Zahlenbeispiele**

Großoktav, Band 1 und 2 zusammen XXIV, 521 Seiten, mit
228 Bildern, 107 Tafeln und tabulierten Funktionen.

Geheftet DM 90,— **Ganzleinen DM 98,—**

Abgabe erfolgt nur geschlossen.

Pressestimmen:

Bei der Neuauflage dieses Buches von Prof. Dr.-Ing. Sattler handelt es sich praktisch um eine Neuerscheinung. Vor allem sind nunmehr auch alle Fragen des Spannbetons im Zusammenhang mit der Verbundbauweise behandelt.

Neben der theoretischen Darstellung der Zusammenhänge ist bereits die Behandlung des Stoffes auf die Praxis abgestimmt, und die Ableitungen sind bis zu gebrauchsfertigen Formeln getrieben.

Die Klarheit der Darstellungsweise und die genaue Wiedergabe der Ableitungen bis zur Endformel bieten aber nicht nur dem Praktiker ein scharf geschliffenes Werkzeug sondern stellen auch ein abgerundetes Bild von der Theorie dieses Zweiges der Technik dar.

Technischer Informationsdienst
Deutscher Stahlbau-Verband (DSTV)
Mai 1959

**VERLAG VON
WILHELM ERNST & SOHN · BERLIN**

Zu beziehen durch jede Buchhandlung

Statische Tabellen

Berechnungsvorschriften

mit Lastannahmen, Formel- und Tabellenwerten
für Bauten aus Holz, Stein, Stahl und Stahlbeton

1.—13. Auflage bearbeitet von

FRANZ BOERNER

14., bedeutend erweiterte Auflage

völlig neu bearbeitet von

Dipl.-Ing. GERHARD JUNG

XII, 674 Seiten mit 810 Bildern und 175 Zahlentafeln

Format DIN B 5

Broschiert DM 48,— **Ganzleinen DM 52,—**

Mathematische Tabellen und Formeln — Festigkeitslehre und
Statik — Lastannahmen für Bauten DIN 1055 — Mauerwerks-
bau DIN 1053 — Stahlbetonbau — Stahlbau — Holzbau —
Grundbau — Brückenbau — Fliegende Bauten

Zu beziehen durch jede Buchhandlung

VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN

Noch wirtschaftlicher
arbeiten

Ihre Schweißautomaten,

FLIESS
U-P-Schweißdraht



wenn Sie die neuartigen
Verbesserungen der
Fließ-Automaten-Schweiß-
drähte ausnutzen.

Wir bitten um Ihre Anfrage

Fordern Sie bitte unseren Sonder-Prospekt

Beton- und
Spannbetonbau
Stahlbau
Brückenbau
Wasserbau
Holzbau
Maschinenbau
Elektrotechnik

**Alles
für die
Technik**

VERLAG VON WILHELM ERNST & SOHN · BERLIN

Eine Auswahl aus unserer Verlagsproduktion
In allen Buchhandlungen erhältlich!